WIADOMOŚCI TECHNICZNE UZBROJENIA

KWARTALNIK WYDAWANY PRZEZ
DEPARTAMENT UZBROJENIA M. S. WOJSK.

ROK JEDENASTY. ZESZYT Nr 45.
WARSZAWA — LIPIEC 1939 r.

Treść artykułów jest wyrazem osobistych poglądów autorów na daną sprawę.

T R E Ś Ć:

623.454.25

Ppłk inż. APOLINARY ŻEBROWSKI

OBLICZANIE ZAPALNIKÓW

I *Obliczenie konstrukcyjne*

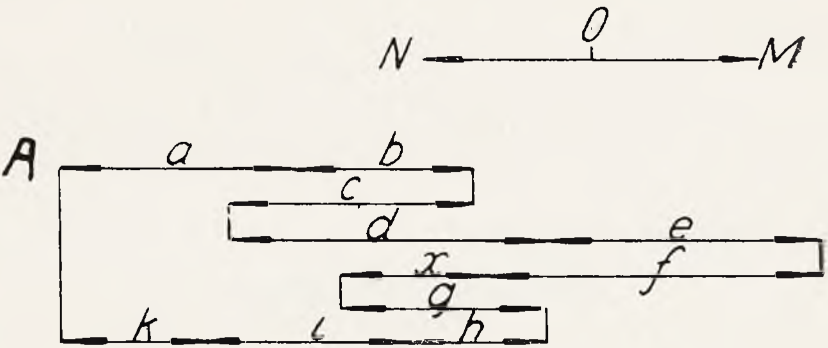
Dla zapewnienia bezpieczeństwa zapalników w użyciu i niezawodności ich funkcjonowania należy przeprowadzić bardzo staranne obliczenie każdej nowej konstrukcji zapalnika przed jej zrealizowaniem. Obliczenie to składa się z obliczenia konstrukcyjnego, obliczenia wytrzymałościowego i obliczenia mechanizmów pod względem dynamicznym.

Obliczenie konstrukcyjne polega na analizie wymiarowej zapalnika. Wszystkie wymiary, które decydują o bezpieczeństwie zapalnika, o niezawodności jego funkcjonowania, o prawidłowości montażu poszczególnych części składowych, o prawidłowości współpracy ich ze sobą itd. — powinny być zaopatrzone w odpowiednie tolerancje. Obliczenie konstrukcyjne ma na celu ustalenie, w jaki sposób powinny być zawymiarowane części składowe zapalnika, jakie wymiary powinny być zaopatrzone w tolerancje i w jakich granicach tolerancje te powinny być utrzymane.

Przystępując do obliczenia konstrukcyjnego, należy przede wszystkim ustalić *odległości ostrza iglicy od spłonki zapalającej* w zapalniku uzbrojonym oraz *stopień zagłębienia się iglicy w spłonkę* w chwili funkcjonowania zapalnika, gdyż od tych wymiarów zależy głównie bezpieczeństwo i niezawodność funkcjonowania zapalnika.

Odległość ostrza iglicy od spłonki zapalającej w zapalniku uzbrojonym jest wynikiem całego szeregu wymiarów kilku części składowych zapalnika i ich tolerancyj. Zazwyczaj wchodzi tu w grę kilkanaście wymiarów. Wymiary te wraz z wymiarem x, który mamy określić, należy ugrupować w ten sposób, aby stanowiły one cykl zamknięty (rys. 1). W cyklu tym wybieramy dowolny punkt A

jako punkt wyjściowy i jeden z dwóch kierunków *OM* lub *ON* jako kierunek dodatni.



Rys. 1.

Idąc wzdłuż obwodu od punktu *A*, sumujemy algebraicznie wszystkie wymiary, a więc:

$$a + b - c + d + e - f - x + g - h - i - k = 0$$

skąd

$$x = a + b + d + e + g - (c + f + h + i + k).$$

Dodając osobno wymiary dodatnie i ich tolerancje oraz wymiary ujemne i ich tolerancje, a następnie odejmując otrzymane wyniki, ustalamy wymiar x i wynikowe tolerancje tego wymiaru.

Jako przykład rozpatrzymy bardzo prosty mechanizm bezwładnikowy zapalnika uderzeniowego wz. 99/15, przedstawiony na rys. 2. Dla przejrzystości zostały na rysunku pominięte: bezwładnik i bezpiecznik zatrzaskowy oraz wszystkie wymiary za wyjątkiem potrzebnych do obliczenia. W czasie montażu zapalnika, po umieszczeniu spłonki zapalającej w obsadzie, należy unieruchomić spłonkę, zarolowując w kierunku osi cienką krawędź obsady na całym obwodzie za pomocą praski. Zagięcie to nie zostało uwidocznione na rysunku, gdyż potrzebna do obliczenia głębokość gniazda na spłonkę w obsadzie sprawdzana jest przed montażem zapalnika.

Stosując podaną poprzednio regułę, możemy napisać następujące równanie:

$$3{,}0^{\pm 0{,}1} + 26{,}5^{\pm 0{,}1} - 19{,}5^{\pm 0{,}2} + 5{,}0^{+0{,}0}_{-0{,}2} - 0{,}5^{\pm 0{,}1} - 3{,}85^{\pm 0{,}1} +$$

$$+ 0{,}5^{\pm 0{,}1} - x - 7{,}1^{\pm 0{,}2} = 0,$$

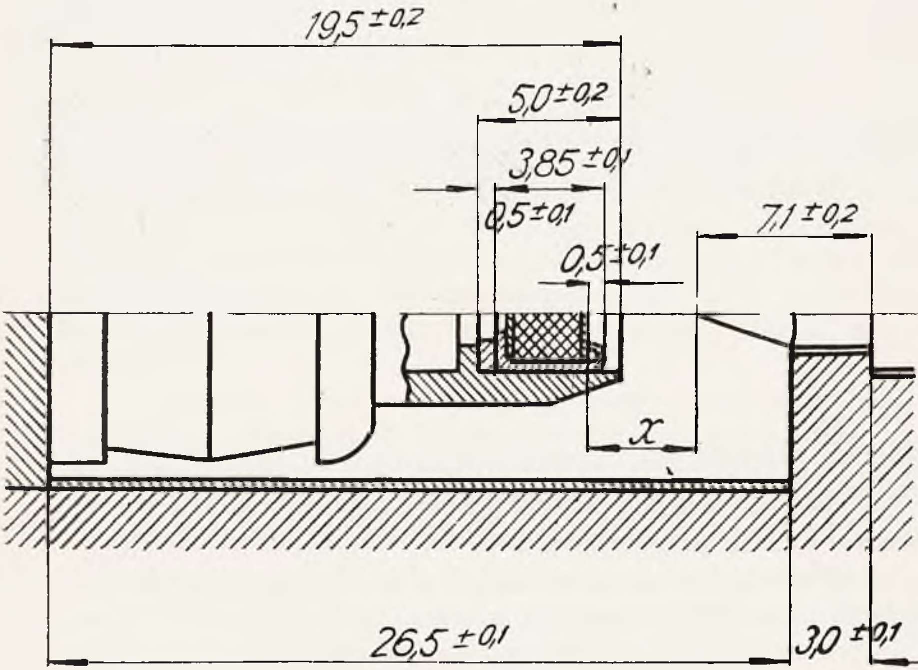
a więc

$$x = 3{,}0^{\pm 0{,}1} + 26{,}5^{\pm 0{,}1} + 5{,}0^{+0{,}0}_{-0{,}2} + 0{,}5^{\pm 0{,}1} - (19{,}5^{\pm 0{,}2} + 0{,}5^{\pm 0{,}1} +$$

$$+ 3{,}85^{\pm 0{,}1} + 7{,}1^{\pm 0{,}2}) = 35{,}0^{+0{,}3}_{-0{,}5} - 30{,}95^{\pm 0{,}6} = 4{,}05^{+0{,}9}_{-1{,}1}$$

$$x_{max} = 4{,}05 + 0{,}9 = 4{,}95 \qquad x_{min} = 4{,}05 - 1{,}1 = 2{,}95$$

$$x_{śr.} = \frac{4{,}95 + 2{,}95}{2} = 3{,}95$$

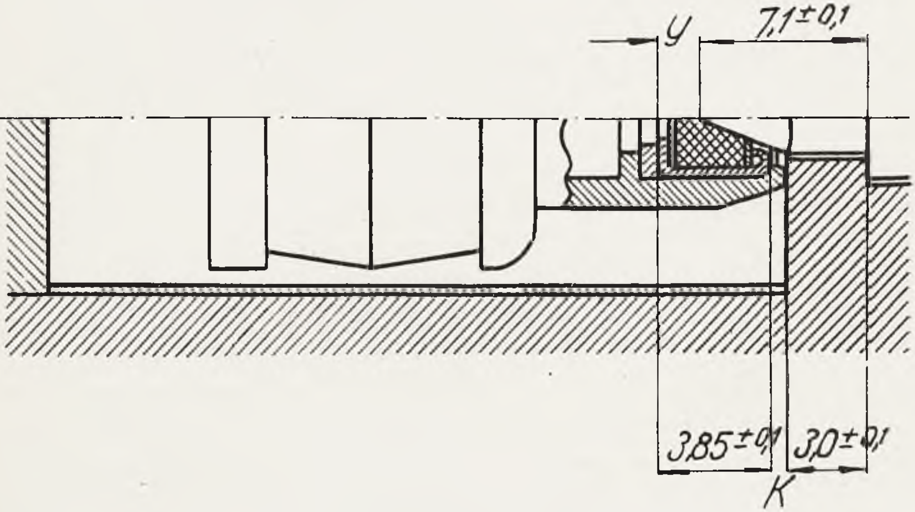


Rys. 2.

Dopuszczalna wielkość x_{min} zależy od konstrukcji zapalnika. Powinna być ona określona w ten sposób, aby iglica nie mogła się zetknąć ze spłonką podczas ruchu pocisku w lufie ani podczas lotu pocisku. Musimy więc wziąć pod uwagę wszystkie możliwe przesuwy części ruchomych zapalnika pod działaniem siły bezwładności w lufie (np. zbliżenie się w lufie iglicy do spłonki w zapalniku R. Y. G.) i po wylocie z lufy, pod działaniem sił repulsyjnych, a wreszcie pod działaniem sił, które następują w wypadkach anormalnych (np. zanieczyszczenie lufy).

W dalszym ciągu obliczymy dla zapalnika wz. 99/15 stopień

zagłębienia się iglicy w spłonkę w chwili funkcjonowania zapalnika (rys, 3). Do obliczenia tego potrzebny jest wymiar *K*, który zależy nietylko od wymiarów stożka na powierzchni przedniej obsady spłonki, lecz i od operacji zarolowania krawędzi obsady. Z tego



Rys. 3.

względu pożądane jest określenie wymiaru *K* i tolerancyj tego wymiaru za pomocą pomiarów praktycznych. Na podstawie takich pomiarów możemy przyjąć $K = 0{,}4^{+0{,}0}_{-0{,}3}$.

Ułożymy równanie w ten sam sposób jak przy obliczaniu odległości ostrza iglicy od spłonki, a więc:

$$3{,}0^{\pm 0{,}1} + 0{,}4^{+0{,}0}_{-0{,}3} + 3{,}85^{\pm 0{,}1} - y - 7{,}1^{\pm 0{,}2} = 0\,,$$

skąd:

$$y = 3{,}0^{\pm 0{,}1} + 0{,}4^{+0{,}0}_{-0{,}3} + 3{,}85^{\pm 0{,}1} - 7{,}1^{\pm 0{,}2} + 7{,}25^{+0{,}2}_{-0{,}5} -$$

$$- 7{,}1^{\pm 0{,}2} = 0{,}15^{+0{,}4}_{-0{,}7}$$

$$y_{max} = 0{,}15 + 0{,}4 = 0{,}55 \qquad y_{min} = 0{,}15 - 0{,}7 = -0{,}55$$

$$y_{śr.} = \frac{0{,}55 - 0{,}55}{2} = 0\,.$$

Przy konstruowaniu zapalnika należy dążyć do $y_{śr.} = 0$, to znaczy, że iglica przy wymiarach średnich części zapalnika powinna przebić całą spłonkę i dojść do jej dna. Z drugiej strony y_{max} powinno

być takie, aby w najgorszym wypadku iglica przebiła co najmniej połowę wysokości słupka rtęci piorunującej w spłonce. Zachowanie tego warunku jest konieczne ze względu na niezawodność funkcjonowania spłonki.

Często się zdarza, że wstępny projekt zapalnika nie czyni zadość podanym wyżej wymaganiom, odnoszącym się do wielkości x_{min} lub y_{max}. W takim wypadku konstruktor zmuszony jest albo zwęzić tolerancje dla niektórych wymiarów części składowych zapalnika, albo zmienić konstrukcję lub sposób wymiarowania i sprawdzania niektórych części, albo też zdecydować się na wprowadzenie do rysunku wymiarów montażowych, określających odległość ostrza iglicy lub spłonki zapalającej od pewnych baz kadłuba czy obsady. Wymiary montażowe powinny być ustalone w ten sposób. aby sprawdzanie ich w czasie montażu zapalników nie nastręczało trudności. Wymiar montażowy jest wypadkowym kilku wymiarów części składowych zapalnika. Tolerancje jego mogą być węższe od sumy algebraicznej tolerancyj poszczególnych wymiarów, jednak nadmierne zacieśnianie tolerancyj wymiarów montażowych nie jest godne polecenia, gdyż może utrudnić w poważnym stopniu montaż zapalników.

W równym stopniu wymaga skrupulatniej analizy wymiarowej *mechanizm bezpiecznika.* Obliczenie konstrukcyjne tego mechanizmu ma na celu ustalenie wymiarów i tolerancyj części składowych bezpiecznika w ten sposób, aby przy najniekorzystniejszym zbiegu tolerancyj zapewnione było uzbrojenie się zapalnika.

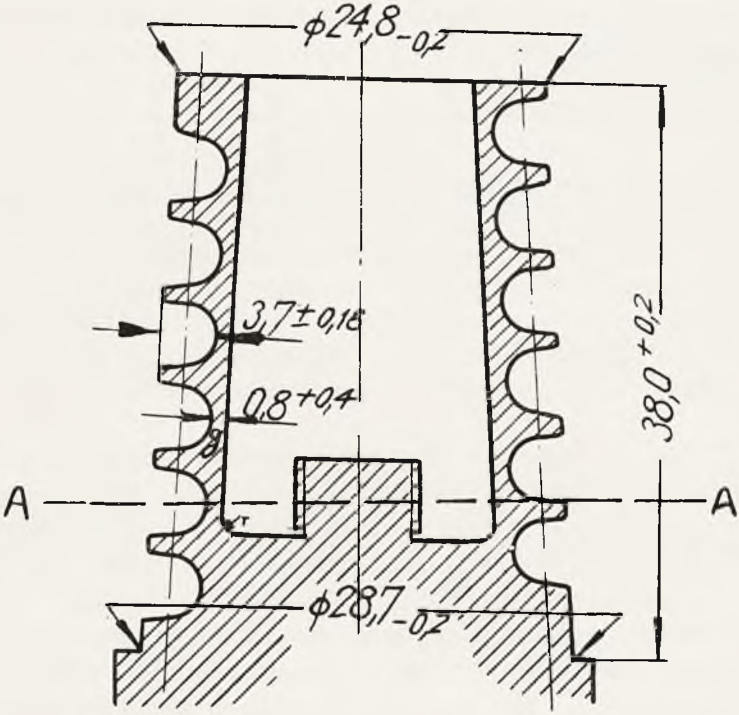
W dalszym ciągu należy poddać analizie wymiarowej *mechanizm uderzeniowy* i ustalić wymiary i tolerancje jego części składowych w ten sposób, aby zapewnić prawidłowy montaż i prawidłową współpracę tych części.

Ponadto należy przeanalizować wymiary, od których zależy prawidłowy *montaż spłonek zapalających i pobudzających.* Spłonki powinny być całkowicie unieruchomione. Z drugiej strony niedopuszczalne jest zgniecenie ich przy montażu, gdyż pociąga to za sobą zdeformowanie kryształków rtęci piorunującej. Należy pamiętać, że zarówno spłonki luźno osadzone jak i spłonki zdeformowane przy montażu przedstawiają niebezpieczeństwo i mogą spowodować samoczynne funkcjonowanie zapalnika w lufie.

Ze względu na różnorodność konstrukcyj zapalników, ustalenie bliżej sprecyzowanych wytycznych, którymi należy się kierować przy obliczeniach konstrukcyjnych mechanizmu bezpiecznika, me-

chanizmu uderzeniowego itd. jest niemożliwe. Z tego względu jesteśmy zmuszeni ograniczyć się do wytycznych ogólnikowych, które zostały wyżej podane.

W zapalnikach rozpryskowych typu rurkowego wymaga analizy wymiarowej również przednia część kadłuba, służąca do nawijania ścieżki prochowej (rys. 4).



Rys. 4.

Oś ścieżki prochowej na kadłubie zapalnika stanowi linię śrubową o stałym skoku, nawiniętą na stożek. Długość całkowita ścieżki może być obliczona za pomocą wzoru

$$S = \frac{b + c\Theta}{2c}\sqrt{a + 2b\Theta + c\Theta^2} - \frac{b}{2c}\sqrt{a} +$$

$$+ \frac{ac - b^2}{2c\sqrt{c}}\, ln \frac{b + c\Theta + \sqrt{c(a + 2b\Theta + c\Theta^2}}{b + \sqrt{ac}}$$

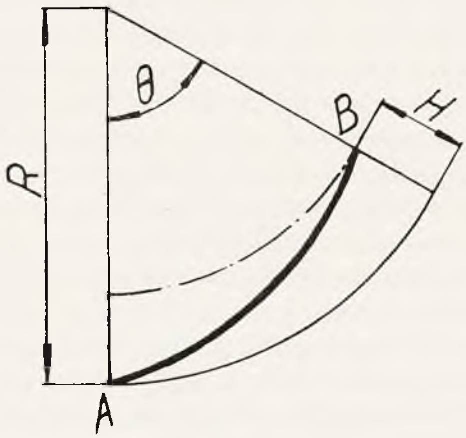
przy czym

$$a = R^2 + \left(\frac{H}{\Theta}\right)^2$$

$$b = -R\frac{H}{\Theta}$$

$$c = \left(\frac{H}{\Theta}\right)^2,$$

znaczenie zaś symboli *R*, *H* i Θ podaje rys. 5, na którym wszystkie zwoje linii śrubowej rozwinięte są na płaszczyźnie w postaci jednej linii ciągłej *AB*.



Rys. 5.

Wielkość *S* zależna jest od średnic podstaw stożka kadłuba (24,8 i 28,7), wysokości tego stożka (38,0) oraz głębokości rowka śrubowego na kadłubie (3,7). (rys. 4). Tolerancje tych wymiarów powinny być tak dobrane, aby przy najniekorzystniejszym ich zbiegu

$$S_{max} - S_{min} \leqslant 0{,}02\, S_{śr,}$$

przy czym

$$S_{śr.} = \frac{S_{max} + S_{min.}}{2}$$

w przeciwnym razie otrzymamy zbyt duży rozrzut czasów spalania się ścieżki przy strzelaniu. Z drugiej strony tolerancje te powinny być ustalone w ten sposób, aby zastosowanie ich przy masowej produkcji było możliwe.

Prócz podanych wyżej 4-ch wymiarów należy sprawdzić przy

odbiorze również długość całkowitą S rowka śrubowego za pomocą aparatu Paranta. Chociaż długość ta jest właściwie wymiarem wypadkowym, wynikającym z 4-ch podanych wyżej wymiarów składowych, jednak sprawdzenie jej jest konieczne ze względu na możliwość owalizacji kadłuba przy toczeniu oraz—na możliwość wykonania niejednakowej głębokości rowka na całej jego długości. Z tego powodu, jak również i ze względu na zasadnicze znaczenie wielkości S dla należytego funkcjonowania zapalnika, z pomiaru jej nie należy rezygnować.

Za wymiar zasadniczy należy również uważać grubość ścianki kadłuba, mierzoną od dna rowka, a mianowicie $0{,}8^{+0,4}$ (rys 4). Przekroczenie minimum tego wymiaru w przekrojach, leżących w pobliżu przekroju A — A, jest niedopuszczalne ze względów wytrzymałościowych, przekroczenie zaś maksimum — ze względu na zapewnienie prawidłowego przebicia ścianki kadłuba zębem nastawnicy w czasie odtykania zapalników przed oddaniem strzału. Z tych powodów wymiar grubości ścianki nie może być traktowany jako wymiar wypadkowy, a więc powinien być zaopatrzony w tolerancje i powinien być również sprawdzony przy wyrobie i odbiorze.

Przy analizie każdej nowej konstrukcji zapalnika należy położyć nacisk na zastosowanie w miarę możności części składowych, istniejących w innych zapalnikach produkowanych w kraju. Jest to warunek istotny ze stanowiska przygotowania przemysłu na czas wojny. Tylko bardzo poważne powody mogą usprawiedliwić zmiany konstrukcyjne w takich częściach składowych, jak spłonki zapalające, spłonki pobudzające, osłony spłonek pobudzających, opóźniacze, łączniki ogniowe w zapalnikach uderzeniowych itd.

Niedopuszczalne jest stosowanie w zapalnikach gwintów nieznormalizowanych. W miarę możności należy się posługiwać przy projektowaniu zapalników gwintami, istniejącymi w innych zapalnikach produkowanych w kraju. Wymiary części składowych w nowych konstrukcjach zapalników powinny uwzględniać istniejące normy wymiarowe na półfabrykaty (pręty mosiężne, taśmy mosiężne i miedziane itd.) oraz przyjęte normy pasowań.

II Obliczenie wytrzymałościowe.

Prócz analizy wymiarowej każda konstrukcja zapalnika wymaga starannej analizy wytrzymałościowej. Należy pamiętać, że w chwili wystrzału występują bardzo duże siły bezwładności osiowej. Każda część zapalnika, spoczywająca w chwili wystrzału na innej części

albo połączona z nią w ten lub inny sposób, oddziaływuje na tę część w chwili wystrzału z siłą, równą iloczynowi ciężaru przez współczynnik przyspieszenia.

Oczywiście, że do obliczenia musimy przyjąć największy współczynnik przyspieszenia, biorąc pod uwagę wszystkie działa i pociski, dla których przewidywane jest użycie danego zapalnika.

Dla armaty 75 mm K_{max} dochodzi do 22.500, a dla nowych dział mniejszych kalibrów K_{min} dochodzi do 40.000. Przy takim współczynniku przyspieszenia na każdą część składową zapalnika w chwili wystrzału działa siła bezwładności osiowej 40.000 razy większa od jej ciężaru, więc np. na część, której ciężar wynosi 5 g, działa siła bezwładności 200 kg. Z tego względu przy analizie wytrzymałościowej nie należy pomijać nawet najmniejszych mas. Jak wiadomo, siła bezwładności osiowej skierowana jsst wzdłuż osi zapalnika w kierunku przeciwnym do kierunku ruchu pocisku.

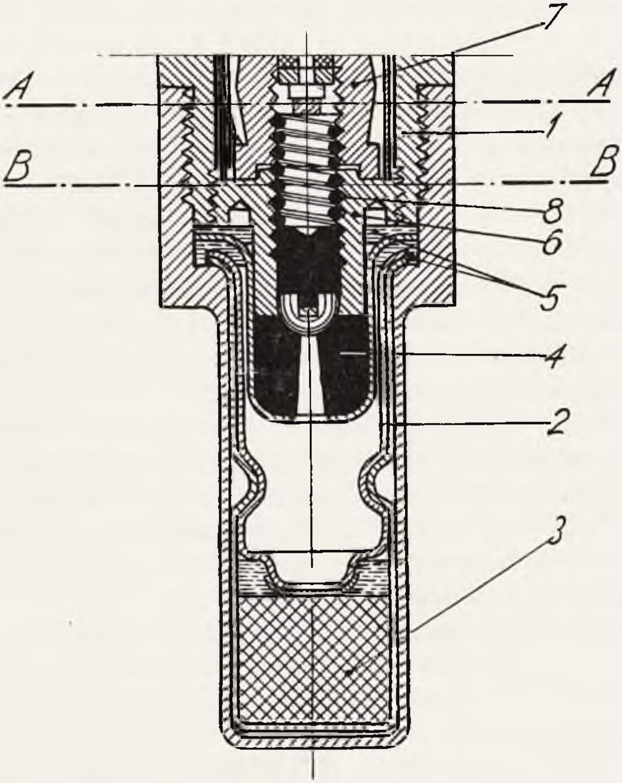
Prócz siły bezwładności osiowej w okresie ruchu pocisku w lufie występuje siła bezwładności obrotowej, a ponadto siła odśrodkowa. Te trzy siły tworzą układ trójwymiarowy, ponieważ skierowane są wzdłuż 3-ch osi wzajemnie prostopadłych. Jednak siła bezwładności obrotowej i siła odśrodkowa w porównaniu z maksymalną wartością siły bezwładności osiowej są bardzo małe i można je przy obliczeniu wytrzymałościowym pominąć, przy czym nie popełnimy większego błędu w obliczeniach. Z tych samych przyczyn nie należy również w obliczeniach wytrzymałościowych brać pod uwagę sił występujących w okresie lotu pocisku.

Obliczenia wytrzymałościowe zapalników nie nastręczają większych trudności, wymagają one jednak skrupulatnego przeanalizowania konstrukcji dla ustalenia, jakie przekroje w częściach składowych zapalnika powinny być przeliczone.

Dla ilustracji przytoczymy 3 konkretne wypadki, które w dostatecznym stopniu wyjaśnią metody obliczeń wytrzymałościowych i pozwolą konstruktorowi na samodzielne przeprowadzanie całokształtu tych obliczeń we wszystkich różnorodnych wypadkach, z jakimi może się on zetknąć przy projektowaniu zapalników.

Na rys. 6 przedstawiony jest ogon zapalnika wz. 99/15. Niebezpiecznym przekrojem dla kadłuba zapalnika jest przekrój $A-A$, osłabiony podcięciem gwintu na osłonę, a dla osłony spłonki pobudzającej — przekrój $B-B$ w końcu gwintu, który wykonywany jest na automatach lub rewolwerówkach za pomocą freza, pozwalającego na wykonanie gwintu bez podcięcia.

W przekroju $A-A$ w okresie ruchu pocisku w lufie powstają naprężenia rozrywające pod działaniem siły bezwładności, następujących części składowych zapalnika: osłona spłonki pobudzającej 2, spłonka pobudzająca 3, łącznik ogniowy 4, pierścienie filcowe 5, korek oporowy 6, obsada spłonki zapalającej 7, której siła bezwładności przenosi się za pomocą korka oporowego na kadłub 1 poniżej przekroju $A-A$, cały mechanizm bezpiecznika, którego siła bez-



Rys. 6.

władności przenosi się na kadłub za pomocą obsady spłonki zapalającej i korka oporowego, sprężyna obsady spłonki 8, a wreszcie część kadłuba, leżąca poniżej przekroju $A-A$. Oznaczymy sumaryczny ciężar tych części przez G_a.

W przekroju $B-B$ w okresie ruchu pocisku w lufie powstają naprężenia rozrywające pod działaniem siły bezwładności części składowych 2,4 i 5 oraz części osłony spłonki 2, leżącej poniżej przekroju $B-B$. Oznaczymy sumaryczny ciężar tych części przez G_b.

Oznaczając powierzchnię przekroju poprzecznego kadłuba płaszczyzną $A — A$ przez f_a, powierzchnię zaś przekroju poprzecznego osłony płaszczyzną $B — B$ przez f_b, otrzymamy 2 następujące wzory do obliczenia wytrzymałościowego przekrojów $A — A$ i $B — B$

$$\frac{k\,G_a}{f_a} \leqslant k_r$$

$$\frac{k\,G_b}{f_b} \leqslant k_r\,,$$

przy czym k oznacza współczynnik przyspieszenia, k_r — dopuszczalne naprężenie na rozerwanie [1]).

W dalszym ciągu obliczmy wytrzymałość kadłuba zapalnika rozpryskowego w przekroju $A — A$ (rys. 4), czyli w miejscu, gdzie rozpoczyna się zaokrąglenie o promieniu r, łączące tworzącą zarysu bocznego gniazda w kadłubie z dnem tego gniazda.

Grubość ścianki kadłuba ulega zmianom w miarę, jak się posuwamy w płaszczyźnie $A — A$ wzdłuż obwodu kadłuba; dzięki temu i naprężenia ściskające w różnych miejscach tego przekroju są niejednakowe. Rozkład naprężeń w przekroju $A — A$ przypomina zjawisko, jakie zachodzi w pręcie ściskanym przy obciążeniu mimośrodowym. Największe naprężenie w przekroju $A — A$ występuje w tym miejscu, gdzie oś rurki prochowej przecina płaszczyznę $A—A$, ponieważ w tym miejscu grubość ścianki kadłuba jest najmniejsza. Dla obliczenia tego naprężenia należy podzielić siłę bezwładności części kadłuba, leżącej nad przekrojem $A — A$, przez powierzchnię pierścieniową o szerokości g (rys. 4).

W dalszym ciągu rozważymy, w jaki sposób należy obliczyć ciężar części składowych zapalnika, które wywołują naprężenia ściskające w przekroju $A — A$. Oczywiście, że do ciężaru części kadłuba, leżącej nad przekrojem $A — A$, należy dodać ciężar części rurki prochowej, leżącej nad przekrojem $A — A$, oraz ciężar rurki przedechowej (niewidocznej na rysunku). Ponadto na przedniej części kadłuba w chwili wystrzału spoczywa część siły bezwładności nakrętki pokrywowej oraz część siły bezwładności słupka, przenoszona na kadłub za pomocą nakrętki pokrywowej, którą dokręcamy w czasie montażu zapalnika z pewnym naprężeniem wstępnym.

Siła bezwładności słupka wraz z drobnymi częściami, przymocowanymi do jego powierzchni zewnętrznej, spoczywa w chwili wy-

[1]) Wartości dopuszczalnych naprężeń dla mosiądzu będą podane niżej.

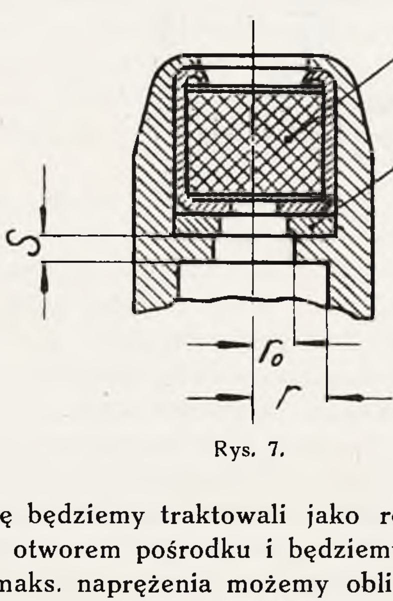
strzału na czepcu, na ściankach bocznych kadłuba i na dnie gniazda w kadłubie. Dokładniejsze obliczenia dla określenia, jaka część siły bezwładności słupka spoczywa w chwili wystrzału na ściankach bocznych kadłuba, nastręczyłyby dużo trudności i nie dałyby wyników pewnych. To samo można powiedzieć i o nakrętce pokrywowej. Zrezygnujemy więc z tych obliczeń i przyjmiemy, że ścianki kadłuba przenoszą w chwili wystrzału w przybliżeniu $^1/_3$ siły bezwładności słupka i $^1/_2$ siły bezwładności nakrętki pokrywowej.

Oznaczymy w dalszym ciągu sumaryczny ciężar części składowych zapalnika, które wywołują naprężenia ściskające w przekroju $A - A$, przez G_a, powierzchnię zaś pierścieniową o szerokości g — przez f_a. Naprężenie ściskające w przekroju $A - A$ możemy określić za pomocą następującego wzoru

$$\frac{k\, G_a}{f_a} \leq k_c ,$$

gdzie k_c oznacza dopuszczalne naprężenie na ściskanie.

Rozpatrzymy jeszcze jeden przykład obliczenia wytrzymałościowego, a mianowicie obliczenie przegródki w obsadzie spłonki zapalającej, na której spoczywa w chwili wystrzału siła bezwładności spłonki 1, podkładki 2 i samej przegródki (rys. 7). Oznaczymy sumaryczny ciężar spłonki i podkładki przez G.



Rys. 7.

Przegródkę będziemy traktowali jako równomiernie obciążoną płytę okrągłą z otworem pośrodku i będziemy ją obliczali na zginanie. Wielkość maks. naprężenia możemy obliczyć za pomocą wzoru

$$\sigma_{max} = \varphi \frac{p r^2}{s^2} \leq k_g ,$$

w którym r oznacza promień obwodu przegródki, s — grubość przegródki, p — obciążenie jednostkowe przegródki, k_g — dopuszczalne naprężanie na zginanie;

$$p = \frac{kG}{\pi (r^2 - r_0^2)},$$

przy czym r_0 oznacza promień otworu w przegródce.

Współczynnik φ obliczamy ze wzoru

$$\varphi = \frac{45}{64} \left\{ 1 - 2\left(\frac{r_0}{r}\right)^2 - \frac{1 - \left(4 \ln\left(\frac{r}{r_0}\right) + 1\right)\left(\frac{r_0}{r}\right)^2}{\left(\frac{r}{r_0}\right)^2 - 1} \right\}$$

Do wyrobu części składowych zapalników używamy jako materiału mosiądzu, który jest przygotowywany w hutach i walcowniach w postaci prętów.

Wyrób prętów mosiężnych musi stać na bardzo wysokim poziomie produkcyjnym, ponieważ nieodpowiednie tłoczenie (nierównomierna i zbyt niska temperatura tłoczenia) oraz niedostateczny stopień zhomogenizowania wytłoczonych prętów mosiężnych może spowodować miejscowe zanieczyszczenie prętów tlenkami cynku oraz kryształami fazy β.

Zanieczyszczenia te układają się wzdłuż płaszczyzn walcowania, przy czym wpływają ujemnie na wytrzymałość elementów zapalnika lub zapłonnika, wykonanych z tego rodzaju prętów mosiężnych.

W celu uniknięcia tego rodzaju wad produkcyjnych przy wyrobie odpowiedzialnych elementów zapalnika, należy pręty mosiężne poddać ścisłej kontroli, sprawdzając dokładnie strukturę oraz własności mechaniczne mosiądzu prętowego.

Należy nadmienić, że najradykalniejszą próbą wykrywającą wyżej wymienione wady, wynikłe z walcowania prętów, jest próba na skręcanie.

W tym celu należy odciąć z pręta z obu końców po dwie próbki długości około 20 cm, które poddaje się próbie skręcania na tokarce wykonując 3—5 pełnych obrotów.

Pręty, posiadające budowę jednorodną i nie wykazujące zanieczyszczeń, próbę tę wytrzymują, natomiast pręty, posiadające zanieczyszczenie tlenkami cynku lub kryształami fazy β zgrupowanymi

wzdłuż płaszczyzn walcowania, wykazują rozdwojenia, właśnie wzdłuż zanieczyszczonych i osłabionych zanieczyszczeniami płaszczyzn.

Własności wytrzymałościowe przy rozciąganiu prętów mosiężnych charakteryzują następujące liczby: $R_r = 40 - 50$ kg/mm²; $A_{10} = 25 - 30\%$; granica sprężystości odpowiadająca 0,01% odkształcenia plastycznego $S_{0,01} \cong 20$ kg/mm²; granica płynności odpowiadająca 0,2% odkształcenia plastycznego $Q_{0,2} \cong 25$ kg/mm²; całkowite odkształcenie przy obciążeniu 30 kg/mm² wynosi około 0,5%, przy obciążeniu 35 kg/mm² — około 2%.

Ze względu na dużą ciągliwość mosiądzu, można dopuścić przy projektowaniu części mosiężnych zapalnika bardzo wysokie k_r, byleby przydłużenie nie przekroczyło takich granic, które mogłyby być szkodliwe ze stanowiska bezpieczeństwa zapalnika lub niezawodności jego funkcjonowania. Uwzględniając jednak nieuniknione w czasie wojny obniżenie poziomu surowców i półfabrykatów, przyjmiemy, że k_r nie powinno przekraczać 20 kg/mm².

Wytrzymałość na ściskanie prętów mosiężnych wynosi $R_c \cong$ $\cong 150$ kg/mm², przy czym odkształcenie całkowite przy obciążeniu 30 kg/mm² wynosi około 1%, przy obciążeniu 35 kg/mm² — około 2%, przy obciążeniu 40 kg/mm² — około 4%. Wychodząc z założenia, które poprzednio przytoczyliśmy, będziemy przyjmowali przy projektowaniu części mosiężnych zapalnika, że k_c nie powinno przekraczać 30 kg/mm².

Co się tyczy wartości k_g, należy przyjąć $k_g = k_r$, bądź $k_g = k_c$, w zależności od znaku naprężenia. Dopuszczalne naprężenie na ścinanie $k_t \cong \frac{2}{3} k_r$, więc dla części mosiężnych zapalnika k_t nie powinno przekraczać 15 kg/mm².

Należy również wspomnieć, że obecnie przeprowadza się wszędzie badania nad wprowadzeniem materiałów zastępczych do wyrobu części składowych zapalnika, przy czym stosowane są rozmaite stopy cynkowe jako namiastki materiałów mosiężnych.

Stopy te posiadają nieco niższe własności mechaniczne, szczególnie przydłużenie i udarność, jednak użyte do wyrobu pewnych elementów zapalnika jak kadłub itp. nie wykazują żadnej deformacji w czasie strzelania nawet przy zwiększonych współczynnikach przyspieszenia oraz pozwalają na znaczne zmniejszenie zapotrzebowania na mosiądz przy produkcji zapalników.

Niewątpliwie, stopy te mają wielką przyszłość w zastosowaniu do wyrobu części składowych zapalników, a jako nisko topliwe dają

się z dużym powodzeniem odlewać pod ciśnieniem, co bardzo uprości i potani produkcję zapalników.

W wyniku analizy wytrzymałościowej należy stwierdzić, czy sposób wymiarowania i sprawdzania części składowych zapalnika oraz granice tolerancyj, ustalone na podstawie obliczeń konstrukcyjnych, w dostatecznym stopniu czynią zadość wymaganiom wytrzymałościowym. Niekiedy konstruktor zmuszony jest w wyniku analizy wytrzymałościowej wprowadzić dodatkowe sprawdziany lub też zmienić projektowany pierwotnie sposób sprawdzania, a nawet konstrukcję zapalnika.

Przy ocenie wartości użytkowej każdej konstrukcji zapalnika należy wziąć pod uwagę nietylko zalety i wady, jakie posiada zapalnik ze strony praktyki artyleryjskiej, lecz również zalety i wady, charakteryzujące go z punktu widzenia produkcji masowej.

Ostatni czynnik posiada doniosłe znaczenie, gdyż decyduje o możliwości przerzucenia wyrobu zapalników w czasie wojny na przemysł prywatny. Możliwość ta zależy przede wszystkim od kształtów konstrukcyjnych części składowych zapalnika, od szerokości pól tolerancyjnych zastosowanych w konstrukcji i od ilości sprawdzianów i przeciwsprawdzianów, których wymaga wyrób zapalnika.

Kształty konstrukcyjne części składowych zapalnika i szerokość pól tolerancyjnych decydują o jakości i ilości typów obrabiarek potrzebnych do wyrobu zapalnika. Łączna ilość sprawdzianów i przeciwsprawdzianów dla różnych typów współczesnych zapalników artyleryjskich wynosi przeciętnie od dwustu do pięciuset sztuk; spotykamy jednak konstrukcje, które wymagają znacznie większej ilości sprawdzianów, np. rozpryskowy zapalnik zegarowy lub też znacznie mniejszej, np. uderzeniowy zapalnik francuski SR,

Streszczając powyższe, należy stwierdzić, że analiza konstrukcyjna i wytrzymałościowa posiada pierwszorzędne znaczenie, gdyż daje nam podstawy do oceny wartości użytkowej zapalnika.

Analiza ta wymaga od konstruktora, jak widzimy z przytoczonych wyżej materiałów, rozwiązywania zagadnień bardzo różnorodnych, a nade wszystko umiejętności takiego podejścia do każdego zagadnienia, które umożliwiłoby wyczerpującą jego ocenę i z punktu widzenia artylerzysty, użytkującego amunicję i z punktu widzenia wytwórcy, produkującego amunicję.

III Obliczenie mechanizmów bezwładnikowych.

W dalszym ciągu przejdziemy do obliczenia pod względem dynamicznym następujących mechanizmów:

1) Mechanizm bezpiecznika i mechanizm zapalający typu bezwładnikowego.

2) Mechanizm bezpiecznika typu odśrodkowego.

3) Mechanizm dodatkowy, zapobiegający funkcjonowaniu zapalnika na torze.

Wiadomo, że bezpiecznik zasadniczy powinien zapewnić bezpieczeństwo nie tylko w chwili wystrzału, lecz również w okresie transportu i manipulowania, aż do chwili załadowania amunicji do lufy działa. Rozpatrzmy, jak należy obliczyć mechanizm bezwładnikowy, aby wymaganiu temu uczynić zadość.

Jako probierz bezpieczeństwa zapalnika w okresie transportu i manipulowania została przyjęta przez nas wzorowana na francuskich warunkach technicznych próba kafarowa. Polega ona na tym, że nieuzbrojony zapalnik wkręcamy do pocisku, a następnie zrzucamy ten pocisk na stalowe kowadło z wysokości 110 cm. Po upadku następuje odbicie się pocisku od kowadła, przy czym przeciętna wysokość odskoku powinna wynosić połowę wysokości zrzucania, tzn. 55 cm. Próbie kafarowej należy poddać zapalnik dwukrotnie, zrzucając pocisk w ten sposób, aby uderzył on w kowadło jeden raz swoim dnem, a drugi raz — zapalnikiem.

Próbie kafarowej należy poddać pewną ilość, na przykład 10 zapalników z każdej przedstawionej do odbioru partii zapalników. Przy próbie kafarowej nie powinno nastąpić w żadnym wypadku uzbrojenie się, a tym bardziej funkcjonowanie zapalnika, gdyż w przeciwnym razie cała partia zapalników zostaje zdyskwalifikowana.

Szybkość pocisku w momencie zetknięcia się jego z kowadłem

$$v_1 = \sqrt{2gh_1} = \sqrt{2g \cdot 1{,}1} \text{ m/sek}.$$

Po odbiciu się pocisk unosi się w górę na wysokość 0,55 m, a więc szybkość jego w momencie odbicia się od kowadła

$$v_2 = \sqrt{2gh_2} = \sqrt{2g \cdot 0{,}55} \text{ m/sek},$$

W chwili odbicia się od kowadła pocisk porusza się ku górze z szybkością v_2, a bezwładnik w mechanizmie bezpiecznika, dzięki sile bezwładności, porusza się w dalszym ciągu ku dołowi z szybkością v_1; ponieważ zjawisko odbicia się trwa bardzo krótko, dzięki

czemu wpływ jego na szybkość bezwładnika może być pominięty, wobec tego w momencie odbicia się pocisku od kowadła szybkość względna bezwładnika w odniesieniu do kadłuba zapalnika wynosi

$$v = v_1 + v_2 ,$$

a więc próba kafarowa w opisanej wyżej postaci równoważna jest z upadkiem bez odbicia się z takiej wysokości X, dla której

$$v = v_1 + v_2 = \sqrt{2gX} .$$

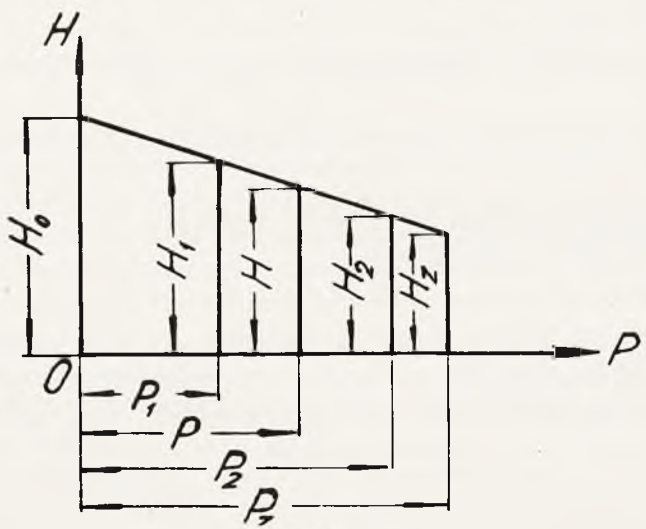
Na podstawie powyższych wzorów możemy napisać

$$\sqrt{2gX} = \sqrt{2g \,.\, 1{,}1} + \sqrt{2g \,.\, 0{,}55} ,$$

a więc

$$X = 1{,}1 + 0{,}55 + 2\sqrt{1{,}1 \,.\, 0{,}55} = 3{,}21 \text{ m} \cong 320 \text{ cm} .$$

W dalszym ciągu przeanalizujemy, w jaki sposób należy obliczyć mechanizm bezpiecznika bezwładnikowego, aby zapalnik nie uzbroił się przy próbie kafarowej. W tym celu weźmiemy najprostszy mechanizm bezpiecznika bezwładnikowego, w którym bezwładnik, przesuwając się w chwili wystrzału w kierunku ogona zapalnika pod działaniem siły bezwładności, pokonywa jedynie opór sprężyny śrubowej przeciwdziałającej temu ruchowi.



Rys. 8.

Jako podstawę obliczenia przyjmiemy, że między długością sprężyny a jej obciążeniem istnieje zależność liniowa, przedstawiona

na rys. 8. Na osi odciętych odkładamy obciążenie sprężyny, na osi rzędnych — jej wysokość. Wysokość sprężyny nieobciążonej oznaczymy przez Ho, wysokość sprężyny zblokowanej — przez H_z, siłę zblokowania — przez P_z. Na podstawie tych trzech danych wyjściowych, charakteryzujących sprężynę, możemy za pomocą wykresu, przedstawionego na rys. 8, określić dla każdego obciążenia odpowiednią wysokość sprężyny i odwrotnie; więc na przykład wysokość H, odpowiadającą obciążeniu P, określimy na podstawie podobieństwa odnośnych trójkątów w sposób następujący:

$$\frac{H_0 - H}{H_0 - H_z} = \frac{P}{P_z},$$

skąd

$$H = H_0 - \frac{P}{P_z}(H_0 - H_z).$$

Siłę ściśnięcia wstępnego sprężyny w mechanizmie bezpiecznika oznaczymy przez P_1, siłę ściśnięcia w momencie odbezpieczenia się zapalnika — przez P_2. Wysokości sprężyny, odpowiadające obciążeniom P_1 i P_2, oznaczymy przez H_1 i H_2. Pracę ściśnięcia sprężyny, potrzebną do odbezpieczenia zapalnika, możemy określić w sposób następujący:

$$A = \frac{P_1 + P_2}{2}(H_1 - H_2) = P_{śr}(H_1 - H_2) = P_{śr} \, . \, s,$$

gdzie s oznacza skok bezwładnika, potrzebny do odbezpieczenia zapalnika.

Oznaczymy ciężar bezwładnika przez G. Przy dokładniejszym obliczeniu należy przyjąć

$$G = G_b + 0{,}5\, G_s,$$

gdzie G_b oznacza ciężar samego bezwładnika i części połączonych z bezwładnikiem, G_s — ciężar sprężyny, który częściowo pomaga bezwładnikowi przy ściskaniu sprężyny. Energia kinetyczna E bezwładnika przy rzucie zapalnika z wysokości $X = 320$ cm wynosi

$$E = G \, . \, X.$$

Aby zapalnik uczynił zadość wymaganiom próby kafarowej, konieczne jest zachowanie warunku

$$E < A,$$

czyli

$$GX < P_{śr}\, s\,,$$

a więc

$$\frac{P_{śr}\, s}{G} > X\,.$$

Oczywista, że nierówność ta powinna być zachowana przy najniekorzystniejszym zbiegu tolerancyj, a więc dla $P_{śr}$ i s musimy wziąć wartości minimalne a dla G — wartość maksymalną.

Bezwładnik w bezpiecznikach typu bezwładnikowego, przesuwając się w kierunku ogona zapalnika, powinien pokonać zazwyczaj nie tylko opór sprężyny, lecz także opór dodatkowy łapek sprężynujących. Na przykład w zapalniku wz. 99/15 przy obliczaniu wielkości $P_{śr}$ należy wziąć pod uwagę nie tylko sprężynę zabezpieczającą, lecz także 3 łapki bezwładnika zatrzaskowego i 3 łapki bezpiecznika zatrzaskowego, które stawiają opór w okresie przesuwania się bezwładnika w kierunku ogona zapalnika.

Siłę oporu łapek sprężynujących należy ustalić drogą doświadczalną i stale kontrolować ją w czasie produkcji, gdyż wszelkie zmiany w metodach produkcji, na przykład w wyżarzaniu międzyoperacyjnym bezwładnika i bezpiecznika zatrzaskowego dla zapalnika wz. 99/15 mogą istotnie wpłynąć na siłę oporu łapek sprężynujących i w rezultacie spowodować odrzucenie kilku partyj zapalników przy odbiorze, na skutek ujemnego wyniku próby kafarowej.

Próba kafarowa z wysokości 110 cm może nastręczyć konstruktorowi pewne trudności, jak to zobaczymy w dalszym ciągu. Jednak zrezygnowanie z niej byłoby rzeczą ryzykowną, gdyż zapalniki w czasie transportu mogą być narażone na działanie bardzo dużych sił, na przykład przy upadku ze znacznej wysokości w górach, przy katastrofie kolejowej itp. Z drugiej strony wieloletnie doświadczenie wykazało, że próba kafarowa z wysokości 110 cm gwarantuje w praktyce bezpieczeństwo amunicji w dostatecznym stopniu, a wobec tego bazowanie na niej konstrukcji zapalników znajduje całkowite uzasadnienie.

Przeanalizowaliśmy mechanizm bezwładnikowy ze stanowiska bezpieczeństwa zapalnika. Lecz mechanizm ten powinien uczynić zadość jeszcze jednemu warunkowi, a mianowicie warunkowi niezawodności funkcjonowania zapalnika, tzn. powinien zagwarantować, że w okresie ruchu pocisku w lufie nastąpi w każdym wypadku odbezpieczenie się zapalnika.

Warunek ten możemy wyrazić za pomocą wzoru w sposób następujący

$$kG > P_2$$

lub

$$\frac{P_2}{G} < k,$$

gdzie G oznacza ciężar bezwładnika, P_2 — siłę oporu sprężyny i łapek sprężynujących w momencie odbezpieczenia się zapalnika, k — współczynnik przyspieszenia.

Warunek ten musi być spełniony przy najniekorzystniejszym zbiegu tolerancyj, a więc dla P_2 musimy wziąć wartość maksymalną, a dla G — wartość minimalną. Co się tyczy współczynnika przyspieszenia, to powinniśmy wziąć pod uwagę wszystkie rodzaje dział i pocisków, dla których przewidziane jest użycie danego zapalnika i ze wszystkich możliwych wartości k — wybrać najmniejszą. Dla używanych przez nas dział i pocisków artyleryjskich współczynnik przyspieszenia waha się w granicach od 22.500 do 1.750. Jeżeli przewidziane jest użycie danego zapalnika dla artylerii okopowej, należy k_{min} obniżyć jeszcze dalej aż do 1.100, a nawet 1.000.

Zestawmy w dalszym ciągu wyprowadzone poprzednio dwa wzory, a mianowicie:

$$\frac{P_1 + P_2}{2} \cdot \frac{H_1 - H_2}{G} > X \tag{1}$$

oraz

$$\frac{P_2}{G} < k \tag{2}$$

Widzimy, że wzory te nie określają mechanizmu bezwładnikowego w sposób jednoznaczny, gdyż zawierają 5 zmiennych, a mianowicie: G, P_1, P_2, H_1, H_2. Dla ułatwienia konstruktorowi zadania dobierania odpowiednich wartości dla tych zmiennych, przeanalizujemy wyprowadzone wzory ze stanowiska konstrukcji i wyrobu zapalników [1]).

Oznaczmy

$$\frac{P_1 + P_2}{2} = P_{śr} = \frac{P_2}{u},$$

---

[1]) Analiza ta jest oparta na pracy inż. Olpińskiego, ogłoszonej w „Wiadomościach Technicznych Uzbrojenia" (Nr 27 z 1935 r.).

gdzie u wyraża współczynnik, który określimy bliżej w dalszym ciągu; oczywiście, że

$$u > 1 .$$

Oznaczając

$$H_1 - H_2 = s ,$$

możemy przedstawić wzór (1) w sposób następujący

$$X < \frac{P_2}{u} \cdot \frac{s}{G}$$

lub

$$\frac{uX}{s} < \frac{P_2}{G} .$$

Biorąc pod uwagę wzór (2), możemy napisać

$$\frac{uX}{s} < \frac{P_2}{G} < k \tag{3}$$

Wiemy już o tym, że mechanizm bezwładnikowy powinien uczynić zadość warunkom przedstawionym matematycznie we wzorze (3), przy najniekorzystniejszym zbiegu tolerancyj; wobec tego wzór (3) możemy rozwinąć w sposób następujący

$$\frac{u_{max} X}{s_{min}} < \frac{P_{2min}}{G_{max}} < \frac{P_{2max}}{G_{min}} < k_{min} \tag{4}$$

Ponieważ

$$\frac{u_{max} X}{s_{min}} < k_{min} ,$$

możemy założyć

$$\frac{u_{max} X}{s_{min}} w = k_{min} \tag{5}$$

gdzie w wyraża współczynnik, który określimy bliżej w dalszym ciągu; oczywista, że

$$w > 1.$$

Podstawiając wartość k ze wzoru (5) do wzoru (4), otrzymamy

$$\frac{u_{max} X}{s_{min}} < \frac{P_{2min}}{G_{max}} < \frac{P_{2max}}{G_{min}} < \frac{u_{max} X}{s_{min}} w \tag{6}$$

wobec tego

$$\frac{\frac{u_{max} X}{s_{min}} w}{\frac{u_{max} X}{s_{min}}} > \frac{\frac{P_{2max}}{G_{min}}}{\frac{P_{2min}}{G_{max}}},$$

a więc

$$w > \frac{P_{2max}\ G_{max}}{P_{2min}\ G_{min}}$$

Współczynniki u oraz w mają określone znaczenie fizyczne, a mianowicie

$$u = \frac{P_2}{P_{śr}},$$

wyraża więc stosunek oporu sprężyny i łapek sprężynujących w momencie odbezpieczenia się zapalnika do wartości średniej tego oporu w okresie odbezpieczania się zapalnika. Teoretycznie wartość współczynnika u, jeśli weźmiemy pod uwagę jedynie sprężynę mechanizmu bezwładnikowego, może się wahać od 1 (sprężyna nieskończenie długa) do 2 (sprężyna umieszczona w mechanizmie bezwładnikowym bez naprężenia wstępnego). Praktycznie można przyjąć

$$u = 1,3 — 1,7,$$

przeciętnie

$$u = 1,5.$$

Współczynnik w zależy od szerokości pól tolerancyj ciężaru bezwładnika G oraz siły oporu P_2 sprężyny i łapek sprężynujących w momencie odbezpieczania się zapalnika, a pośrednio od tolerancyj wysokości sprężyny H_1 i H_2. Współczynnik w należy dobrać w ten sposób, aby nie stworzyć nadmiernych trudności w produkcji masowej zapalników. Na podstawie istniejących konstrukcyj, przyjętych na uzbrojenie, należy przyjąć

$$w \geqslant 3.$$

Zakładając wartości u_{max} oraz w, możemy określić skok s_{min} ze wzoru (5), a mianowicie:

$$s_{min} = u_{max} \,.\, w \,.\, \frac{X}{k_{min}} = u_{max} \,.\, w \,\frac{320}{k_{min}} \text{ (cm)}.$$

W dalszym ciągu ze wzoru (4) możemy określić średnią wartość stosunku siły P_2 do ciężaru bezwładnika G, a mianowicie

$$\frac{[P_2]}{G_{śr}} = \frac{\frac{u_{max} X}{s_{min}} + k_{min}}{2}$$

Należy podkreślić, że przy projektowaniu mechanizmu bezwładnikowego powinien być położony nacisk na prawidłowe dobranie wielkości minimalnego skoku s_{min}. Aby to uplastycznić, przedsta-



Rys. 9.

wimy graficznie wzór (4), odkładając od punktu 0 (rys. 9) następujące wielkości:

$$0I = \frac{u_{max} X}{s_{min}}$$
$$0II = \frac{P_{2min}}{G_{max}}$$
$$0III = \frac{P_{2max}}{G_{min}}$$
$$0IV = k_{min}$$

Aby uniknąć trudności przy produkcji masowej zapalników, należy w miarę możności punkty I i IV oddalić od siebie. Przesunięcie punktu IV w prawo nie leży w granicach możliwości konstruktora, należy więc dążyć do przesunięcia punktu I w lewo, tzn. do zmniejszenia stosunku

$$\frac{u_{max} X}{s_{min}} = \frac{320\, u_{max}}{s_{min}}$$

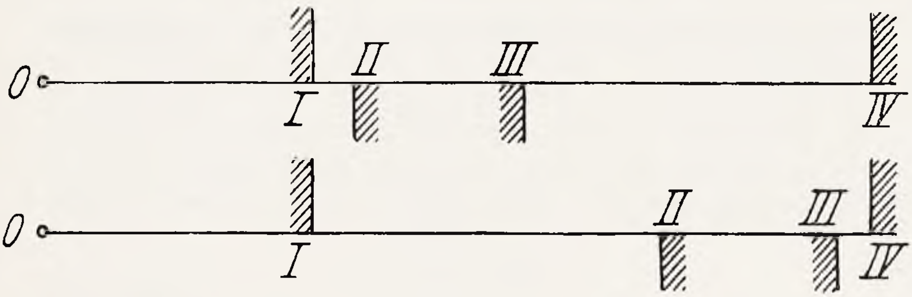
Zmniejszenie wielkości u_{max} można osiągnąć, powiększając siłę ściśnięcia wstępnego sprężyny bezwładnika. Jednak mocne ściśnięcie wstępne sprężyny pociąga za sobą osłabienie jej z biegiem czasu; z tego względu konstruktor powinien unikać nadmiernego powiększania współczynnika u_{max}. Natomiast drugim czynnikiem, tzn. wielkością skoku sprężyny s_{min}, konstruktor może operować w dość

szerokich granicach i czynnik ten powinien wykorzystać. W wypadku kiedy powiększenie skoku s_{min} jest niemożliwe ze względów konstrukcyjnych, należy zrezygnować z konstrukcji mechanizmu bezwładnikowego prostszego typu i zastosować mechanizm z dwoma ruchomymi bezwładnikami, które przesuwają się pod działaniem siły bezwładności kolejno, jeden po drugim. Konstrukcja taka zastosowana jest w zapalniku R. Y. G.

Dla ilustracji podajemy dla mechanizmu bezwładnikowego prostszego typu wartości s_{min}, jakie można zastosować w zapalnikach, przeznaczonych do wszystkich używanych przez nas dział i pocisków artyleryjskich. Zakładając $X = 320$ cm, $u_{max} = 1{,}5$, $w = 3$, otrzymamy dla $k \geqslant 1.750$ skok $s_{min} \geqslant 8$ mm.

Biorąc pod uwagę również artylerię okopową i przyjmując $k \geqslant 1.100$, otrzymamy

$$s_{min} \geqslant 13 \text{ w/m.}$$



Rys. 10.

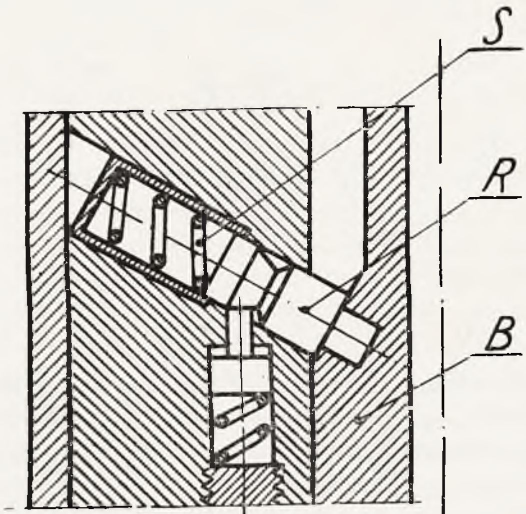
Przy projektowaniu mechanizmów bezwładnikowych należy zwrócić uwagę na prawidłowe dobranie nietylko wielkości s_{min}, lecz również wielkości i tolerancyj siły sprężyny P_2 oraz ciężaru bezwładnika G. Wartości nominalne i tolerancje P_2 oraz G powinny być dobrane w ten sposób, aby rozpiętość punktów I i IV została wykorzystana w sposób celowy. Rysunek 10 ilustruje wadliwe określenie wielkości P_2 i G, które może pociągnąć za sobą poważne trudności przy produkcji zapalników.

Należy podkreślić, że przeprowadzona wyżej analiza mechanizmów bezwładnikowych odnosi się w całej rozciągłości nie tylko do zapalników uderzeniowych z zabezpieczeniem bezwładnikowym, lecz również i do mechanizmów zapalających w zapalnikach rozpryskowych typu pirotechnicznego oraz w zapalnikach uderzeniowych z zabezpieczeniem pirotechnicznym. Tym samym regułom podlegają

mechanizmy bezwładnikowe, stosowane zazwyczaj jako bezpieczniki dodatkowe w zapalnikach uderzeniowych z zabezpieczeniem odśrodkowym — pirotechnicznym i zegarowym.

IV Obliczenie mechanizmów odśrodkowych.

Pod względem bezpieczeństwa w użyciu mechanizmy odśrodkowe posiadają wyższość nad bezpiecznikami typu bezwładnikowego, gdyż odbezpieczenie zapalnika typu odśrodkowego wymaga ruchu wirowego z dość znaczną szybkością kątową (kilka tysięcy obrotów na minutę), a wytworzenie takiego ruchu nawet w najbardziej niebezpiecznych wypadkach z amunicją jest mało prawdopodobne. Z tego względu w dalszym ciągu ograniczymy się tylko do analizy procesu odbezpieczania się zapalnika z zabezpieczeniem odśrodkowym i rozpatrzymy pod tym kątem widzenia zabezpieczenie za pomocą rygli oraz ciężarków, osadzonych obrotowo na ośkach.



Rys. 11.

Na rys. 11 przedstawione jest zabezpieczenie obsady spłonki zapalającej *B* za pomocą 2-ch rygli *R*, dociskanych sprężynkami *S* do obsady. Na rygiel w okresie ruchu pocisku w lufie działają 4 siły, a mianowicie:

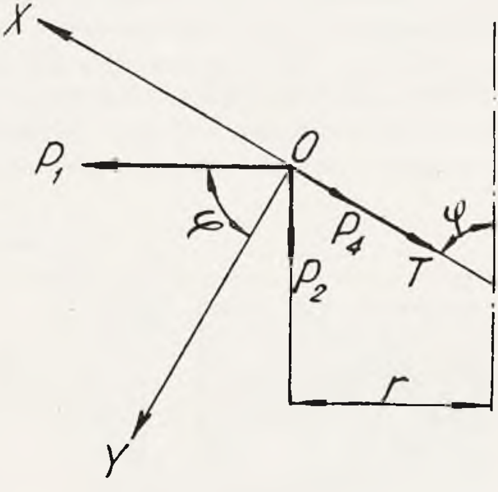
$P_1 = mr\omega^2$ siła odśrodkowa

$P_2 = ma$ siła bezwładności osiowej

$P_3 = mr\varepsilon$ siła bezwładności obrotowej

$P_4 = S$ siła oporu sprężynki.

Punktem zaczepienia wszystkich tych sił jest środek ciężkości rygla O. (rys. 12). Wielkość siły odśrodkowej P_1 można określić, znając masę rygla m, odległość środka ciężkości rygla od osi zapalnika r i szybkość kątową pocisku ω. Siła bezwładności osiowej P_2 jest iloczynem masy rygla przez przyspieszenie pocisku w lufie a. Siła bezwładności obrotowej P_3 wyraża się iloczynem $mr\varepsilon$, gdzie ε— przyspieszenie kątowe pocisku w lufie; siła P_3 skierowana jest prostopadle do płaszczyzny rysunku. Wreszcie siła P_4 wyraża opór sprężynki S, przeciwdziałającej odbezpieczeniu się zapalnika.



Rys, 12.

Siły P_1, P_2 i P_3 w okresie ruchu pocisku w lufie są zmienne, ponieważ wielkości a, ε, ω są zmienne. Siła P_4 do chwili rozpoczęcia ruchu rygla względem kadłuba zapalnika pozostaje stałą; w dalszym ciągu wzrasta proporcjonalnie do drogi przebytej przez rygiel. W okresie ruchu rygla wzrasta również odległość r.

Obliczymy wypadkowe sił działających w kierunku osi OX, OY i OZ. Oś OX pokrywa się z torem środka ciężkości rygla. Osie OX i OY (rys. 12) leżą w płaszczyźnie rysunku, oś OZ jest prostopadła do płaszczyzny rysunku.

$$\Sigma X = P_1 \sin\varphi - P_2 \cos\varphi - P_4$$
$$\Sigma Y = P_1 \cos\varphi + P_2 \sin\varphi$$
$$\Sigma Z = P_3$$

Wypadkowe ΣY i ΣZ dociskają rygiel do jego prowadzenia

w kadłubie zapalnika z siłą Q, której wielkość można określić za pomocą wzoru

$$Q = \sqrt{(\Sigma Y)^2 + (\Sigma Z)^2} = \sqrt{(P_1 \cos\varphi + P_2 \sin\varphi)^2 + P_3^2}$$

Siła Q nie wywołuje bezpośrednio ruchu rygla, lecz wytwarza siłę tarcia

$$T = \rho Q,$$

gdzie ρ oznacza współczynnik tarcia. Przy obliczeniu mechanizmów zapalnika przyjmuje się zazwyczaj

$$\rho \cong 0,1$$

Siła T przeciwdziała ruchowi rygla; kierunek jej działania uwidoczniony jest na rys. 12.

Wypadkową siłę P, pod której działaniem odbywa się ruch rygla, możemy więc przedstawić w sposób następujący

$$P = P_1 \sin\varphi - P_2 \cos\varphi - \rho \sqrt{(P_1 \cos\varphi + P_2 \sin\varphi)^2 + P_3^2} - P_4$$

czyli

$$P = mr\omega^2 \sin\varphi - ma \cos\varphi - \rho \sqrt{(mr\omega^2 \cos\varphi + ma \sin\varphi)^2 + (mr\varepsilon)^2} - S.$$

Ze wzoru tego widzimy, że istnieje jedna tylko siła składowa, a mianowicie siła odśrodkowa $mr\omega^2 \sin\varphi$, która ubezpiecza zapalnik, wszystkie inne siły składowe przeciwdziałają ruchowi rygla. Siła odśrodkowa $mr\omega^2 \sin\varphi$ wzrasta stopniowo od 0 do maksimum, które osiąga w momencie wylotu pocisku z lufy. Spośród składowych sił ujemnych największą rolę odgrywają siły $\rho\, ma \sin\varphi$ i $ma \cos\varphi$; obie te siły są proporcjonalne do ciśnienia panującego w lufie. Ich wartości bezwzględne najpierw gwałtownie wzrastają (od 0 do maksimum, które osiągają w momencie największego ciśnienia w lufie), a następnie spadają również w sposób dość gwałtowny.

Począwszy od momentu największego ciśnienia w lufie suma wartości bezwzględnych sił, przeciwdziałających ruchowi rygla, stale spada, podczas gdy siła odśrodkowa $mr\omega^2 \sin\varphi$ stale wzrasta. W pewnym momencie przed wylotem pocisku z lufy siła wypadkowa przybiera wartość

$$P = 0,$$

a następnie staje się dodatnią, stale wzrastając w dalszym ciągu aż do wylotu pocisku z lufy. Ruch rygla rozpoczyna się w momencie, kiedy wypadkowa siła P przybiera wartość dodatnią.

Mając wykresy przebiegu ciśnień i szybkości w lufie, można

za pomocą podanego wyżej wzoru określić dla każdej konstrukcji ryglowego bezpiecznika odśrodkowego miejsce odbezpieczenia się zapalnika. Dla prawidłowo skonstruowanego bezpiecznika odśrodkowego powinno ono leżeć niedaleko od wylotu lufy, podczas gdy dla bezpiecznika bezwładnikowego miejsce to zwykle leży bardzo blisko od zamka.

Rozpatrzymy w dalszym ciągu wypadek, najczęściej spotykany w konstrukcji ryglowych bezpieczników odśrodkowych, kiedy

$$\varphi = 90^0,$$

$$\sin\varphi = 1, \quad \cos\varphi = 0.$$

Wzór, wyrażający wartość siły wypadkowej, przybiera dla tego wypadku następującą postać:

$$P = mr\omega^2 - \rho\sqrt{(ma)^2 + (mr\varepsilon)^2} - S$$

Ponieważ

$$\varepsilon\frac{d}{2} = a tg\alpha.$$

$$\frac{mr\varepsilon}{ma} = \frac{2r tg\alpha}{d}$$

Podstawiając dane z istniejących konstrukcyj dział i zapalników, możemy przekonać się, że stosunek

$$\left(\frac{mr\varepsilon}{ma}\right)_{max} < 0{,}01.$$

Wobec tego możemy przyjąć

$$\frac{(mr\varepsilon)^2}{(ma)^2} \cong 0$$

i uprościć wzór w sposób następujący

$$P = mr\omega^2 - \rho ma - S.$$

Ponieważ

$$\omega\frac{d}{2} = v\, tg\,\alpha,$$

możemy napisać

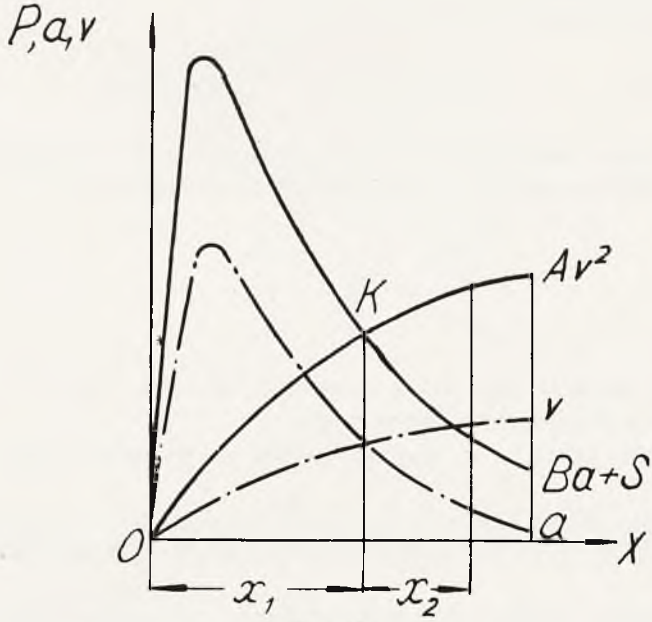
$$mr\omega^2 = \frac{4\, tg^2\alpha\, mr}{d^2}v^2,$$

a więc

$$P = \frac{4\,tg^2\,\alpha\; mr}{d^2}\, v^2 - \rho\, ma - S = Av^2 - (Ba + S),$$

przy czym dla luf z gwintem stałym (α = const) współczynnik A i siła S do momentu, w którym się rozpoczyna ruch rygla, są wielkościami stałymi, współczynnik zaś B pozostaje zawsze wielkością stałą.

Na podstawie wyprowadzonego wyżej równania możemy podstawić za pomocą wykresu przebieg sił dodatnich i ujemnych, działających na rygiel w okresie ruchu pocisku w lufie oraz określić miejsce K, w którym rozpoczyna się proces odbezpieczania się zapalnika (rys. 13).



Rys. 13.

Zakończenie procesu odbezpieczania się zapalnika następuje w chwili zwolnienia przez rygiel obsady spłonki zapalającej (rys. 11), a więc po przebyciu przez rygiel pewnej drogi, której wielkość ściśle jest związana z konstrukcją zapalnika. Przy obliczeniu odcinka x_2 drogi pocisku w lufie, na którego długości odbywa się proces odbezpieczania się zapalnika, należy uwzględnić, że w momencie, kiedy się rozpoczyna ruch rygla, zaczyna wzrastać odległość r środ-

ka ciężkości rygla od osi zapalnika. Dzięki temu wzrasta siła S, a także współczynnik

$$A = \frac{4\, tg^2 \alpha\, mr}{d^2}$$

Dokładne obliczenie czasu, jakiego wymaga proces odbezpieczenia się zapalnika, jak również odcinka x_2 drogi pocisku w lufie, nastręcza duże trudności, ponieważ dla tego obliczenia trzeba wyrazić siłę P, działającą na rygiel w okresie odbezpieczania się zapalnika w funkcji czasu. Wobec tego zmuszeni jesteśmy zastosować metodę przybliżoną, zakładając

$$P = \text{const}$$

i dobierając odpowiednią wartość zastępczą $P_{śr}$ dla odcinka drogi x_2 w ten sposób, żeby

$$P_{śr}\, x_2 \cong \int_{x_1}^{x_1 + x_2} P dx$$

Wówczas możemy określić okres czasu τ, którego wymaga proces odbezpieczenia się zapalnika za pomocą wzoru

$$\tau = \sqrt{\frac{2s}{\frac{P_{śr}}{m}}},$$

gdzie s oznacza drogę, którą powinien przebyć rygiel dla odbezpieczenia zapalnika, m — masę rygla.

Długość odcinka x_2 można określić za pomocą wzoru

$$x_2 = \tau \,.\, v_{śr},$$

gdzie $v_{śr}$ oznacza średnią szybkość pocisku w lufie na długości odcinka x_2.

Ponieważ praktyczne wykorzystanie podanych wyżej wzorów może nastęczać pewne trudności, w dalszym ciągu przytoczymy metodę postępowania, która prowadzi najkrótszą drogą do określenia wartości x_2.

1) Zakładamy wartość x_2 np. 80 cm.

2) Na wykresie rys. 14 ustalamy położenie punktów M' i N', a uwzględniając wzrost A oraz S wykreślamy krzywe KM' i KN'.

3) Obliczamy powierzchnię

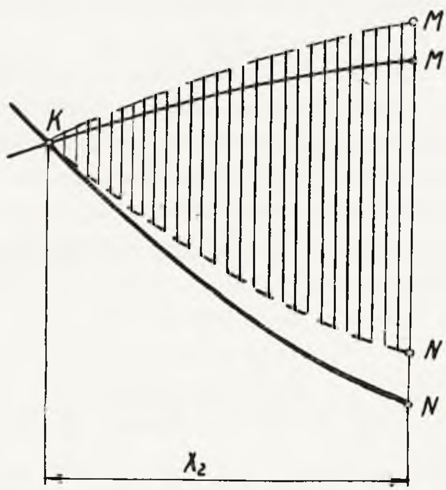
$$KM'\, N' = \int_{x_1}^{x_1 + x_2} P dx$$

4) Obliczamy $P_{śr}$.

5) Obliczamy $\tau = \sqrt{\frac{2s}{\frac{P_{śr}}{m}}}$

6) Obliczamy $x_2 = \tau \cdot v_{śr}$, biorąc wartość $v_{śr}$ z wykresu $v = f(x)$.

7) Zakładamy ponownie obliczoną ostatnio wartość x_2 i powtarzamy czynności podane w punktach 1 — 7, wówczas otrzymamy wartość x_2 w drugim itd. przybliżeniu, aż dojdziemy do wartości x_2 z dostateczną dla praktyki dokładnością.



Rys. 14.

W dalszym ciągu przeanalizujemy ryglowy bezpiecznik odśrodkowy ze stanowiska niezawodności odbezpieczenia się zapalnika. W tym celu powrócimy do wzoru

$$P = mr\omega^2 - ma\rho - S.$$

Z chwilą kiedy pocisk opuszcza lufę, znika dodatnie przyspieszenie a w kierunku ruchu pocisku, natomiast pod działaniem oporu powietrza powstaje przyspieszenie ujemne. Jednak wielkość tego przyspieszenia jest bardzo mała, możemy więc przyjąć, że po wylocie pocisku z lufy

$$\rho\, ma \simeq 0,$$

$$P = mr\omega^2 - S.$$

Aby zapewnić odbezpieczenie się zapalnika, należy zachować warunek

$$P > 0,$$

czyli

$$S < mr\omega^2.$$

Wartość ω, decydująca dla obliczenia sprężynki rygla, zależy nie tylko od działa i pocisku, lecz również i od konstrukcji zapalnika. W większości istniejących konstrukcyj rygiel po odsunięciu się od obsady spłonki nie może powrócić do położenia pierwotnego i zabezpieczyć ponownie zapalnik. Dla takich konstrukcyj zapalnika wystarcza wziąć pod uwagę minimalną wartość ω_0 w chwili wylotu pocisku z lufy. W przeciwnym razie należy oprzeć obliczenie na minimalnej wartości ω u celu.

Zastanowimy się jeszcze nad pytaniem, czy można skonstruować ryglowy bezpiecznik odśrodkowy w ten sposób, aby odbezpieczenie się zapalnika następowało po wylocie pocisku z lufy. Jeżeli zapalnik przeznaczony jest tylko dla jednego rodzaju pocisku i jednego rodzaju działa, można dobrać siłę sprężynki rygla tak, aby w momencie wylotu pocisku z lufy uczynić zadość dwóm warunkom, a mianowicie:

$$S < mr\omega_0^2$$

$$S > mr\,\omega_0^2 - \rho\, ma_0.$$

Wówczas

$$mr\omega_0^2 - \rho\, ma_0 - S < 0,$$

czyli

$$P_0 < 0,$$

i odbezpieczenie się zapalnika nastąpi po upływie pewnego czasu τ od chwili, kiedy zniknie siła tarcia $\rho\, ma$, to znaczy po wylocie pocisku z lufy.

Jednak ze względów unifikacyjnych stosowane są zapalniki jednego wzoru do dział różnych kalibrów. Szybkość kątowa w chwili wylotu pocisku z lufy

$$\omega_0 = v_0\, tg\, \alpha \frac{2}{d}$$

dla dział mniejszych kalibrów o dużej szybkości początkowej i dla dział dużych kalibrów o małej szybkości początkowej waha się w szerokich granicach. Największy stosunek szybkości kątowej ω_0 dla różnych dział w artylerii współczesnej

$$\frac{\omega_0 \max}{\omega_0 \min} = 5 - 10,$$

a wobec tego przy użyciu jednego i tego samego zapalnika do takich dział stosunek wielkości sił odśrodkowych, odbezpieczających zapalnik w momencie wylotu pocisku z lufy

$$\frac{mr\omega_0^2 \max}{mr\omega_0^2 \min} = 25 - 100.$$

Ponieważ warunek

$$S < mr\omega_0^2$$

powinien być zachowany dla działa o najmniejszej szybkości kątowej, siła sprężyny S dla działa o największej szybkości kątowej może zrównoważyć w momencie wylotu pocisku z lufy zaledwie $\frac{1}{100} - \frac{1}{25}$ czyli 1% — 4% siły odśrodkowej $mr\omega^2$. Widzimy więc, że siła sprężyny S jest ograniczona. Z drugiej strony, na podstawie istniejących konstrukcyj można stwierdzić, że dla dział o największej szybkości kątowej siła tarcia ($\rho\, ma$) w chwili wylotu pocisku z lufy wynosi 2% — 8% siły odśrodkowej $mr\omega^2$.

Jeśli więc zapalnik przeznaczony jest do wszystkich dział, używanych przez daną artylerię, wówczas stosunek sił w momencie wylotu pocisku z lufy dla działa o największej szybkości kątowej wynosi

$$\frac{\rho\, ma + S}{mr\omega^2} = 3\% - 12\%.$$

Dzięki temu punkt K (rys. 13) oddala się znacznie od wylotu lufy, mniej więcej do połowy długości lufy. Przy użyciu tego samego zapalnika do innych dział punkt K leży tym bliżej od wylotu lufy, im mniejsza jest szybkość ω_0 działa.

Co się tyczy okresu czasu τ, którego wymaga proces odbezpieczenia się zapalnika oraz długości drogi x_2, to można stwierdzić na podstawie istniejących konstrukcyj odśrodkowych bezpieczników ryglowych, że dla dział o dużej szybkości kątowej

$$\tau < 0{,}002 \text{ sek},$$

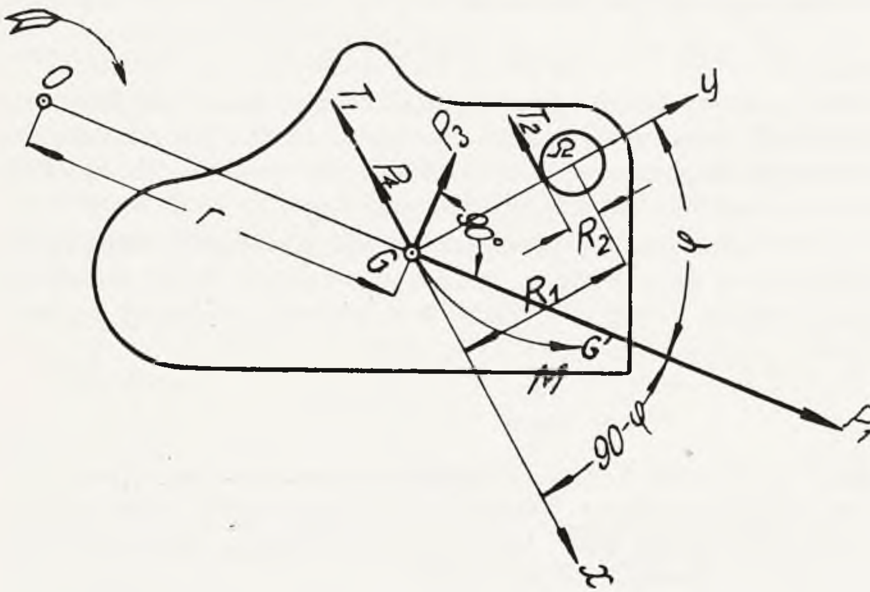
zaś

$$x_2 < 1 \text{ m}.$$

Reasumując powyższe, należy stwierdzić, że zapalnik artyleryjski z ryglowym bezpiecznikiem odśrodkowym, przeznaczony do wszystkich dział używanych przez artylerię, odbezpiecza się w działach o dużej szybkości kątowej przed wylotem pocisku z lufy, przy

czym odległość, którą przebywa w lufie pocisk z zapalnikiem odbezpieczonym, jest tym większa, im większa jest szybkość początkowa v_0 i im mniejszy jest kaliber działa *d*.

W dalszym ciągu przeprowadzimy obliczenie odśrodkowego bezpiecznika ciężarkowego. W tym celu wybierzemy jedną z istniejących konstrukcyj, na przykład konstrukcję przedstawioną na rys. 15 i przeanalizujemy siły, działające na jeden z ciężarków odśrodkowych. Ze względu na to, że wszystkie ciężarki umieszczone są symetrycznie względem osi zapalnika — siły, działające na każdy z ciężarków, są jednakowe.



Rys. 15.

Na rys. 15 przedstawiony jest jeden ciężarek w rzucie na płaszczyznę prostopadłą do osi zapalnika. Oznaczymy ślad osi na płaszczyźnie rysunku przez *O*, ślad osi obrotu ciężarka przez Ω. Środek ciężkości ciężarka znajduje się w punkcie *G*. Odległość środka ciężkości od osi zapalnika oznaczymy przez *r*, a od osi obrotu ciężarka przez R_1. Promień kołeczka ciężarka oznaczymy przez R_2. Wreszcie kąt, który tworzą proste *OG* i $G\Omega$, oznaczymy przez φ. Tor środka ciężkości ciężarka *G* w okresie obrotu ciężarka dokoła kołeczka przedstawia łuk *G'G*.

Na ciężarek w okresie ruchu pocisku w lufie działają 4 siły, które oznaczymy w sposób identyczny jak dla zapalnika ryglowego, a mianowicie:

1) Siła odśrodkowa $P_1 = mr\omega^2$.
2) Siła bezwładności osiowej $P_2 = ma$.
3) Siła bezwładności obrotowej $P_3 = mr\varepsilon$.
4) Opór sprężyny $P_4 = S$.

Punktem zaczepienia sił P_1, P_2 i P_3 jest środek ciężkości G. Kierunek działania sił P_1 i P_3 podany jest na rys. 15. Oczywiście, że siła bezwładności obrotowej P_3 skierowana jest w kierunku przeciwnym do kierunku obrotu zapalnika, oznaczonego na rysunku za pomocą strzałki. Siła P_2 skierowana jest prostopadle do płaszczyzny rysunku. Co się tyczy oporu sprężyny, to uwzględnimy tylko jedną składową tego oporu, skierowaną prostopadle do prostej $G\Omega$. W konstrukcjach, przedstawionych na rys. 16 i na rys. 17, ciężarki nie są zaopatrzone w sprężynki, lecz spotykamy niekiedy w podobnych konstrukcjach sprężynki płaskie przeciwdziałające obrotowi ciężarków, dlatego też, rozpatrując wypadek ogólny, uwzględnimy również i siłę

$$P_4 = S.$$

Siły P_1, P_2 i P_3 w okresie ruchu pocisku w lufie są zmienne, ponieważ wielkości a, ε i ω są zmienne. Siła P_4 do chwili rozpoczęcia ruchu ciężarka względem kadłuba zapalnika pozostaje stałą; w dalszym ciągu wzrasta ona w miarę jak postępuje zginanie sprężynki wskutek ruchu ciężarka. Ponadto z chwilą, kiedy się rozpoczyna obrót ciężarka dokoła kołeczka, stają się zmiennymi: odległość r i kąt φ, które wzrastają ze wzrostem kąta obrotu ciężarka.

Obliczymy wypadkowe sił, działających w kierunku osi GX, GY i GZ. Osie GX i GY (rys. 15) leżą w płaszczyźnie rysunku, oś GZ jest prostopadła do płaszczyzny rysunku

$$\Sigma X = P_1 \sin\varphi - P_3 \cos\varphi - P_4.$$
$$\Sigma Y = P_1 \cos\varphi + P_3 \sin\varphi.$$
$$\Sigma Z = P_2.$$

Wypadkowa ΣZ nie wpływa bezpośrednio na ruch ciężarka, lecz dociska go do powierzchni gniazda na ciężarki w kadłubie zapalnika; powierzchnia ta jest równoległa do płaszczyzny rysunku. Pod wpływem docisku ciężarka występuje podana na rys. 15 siła tarcia

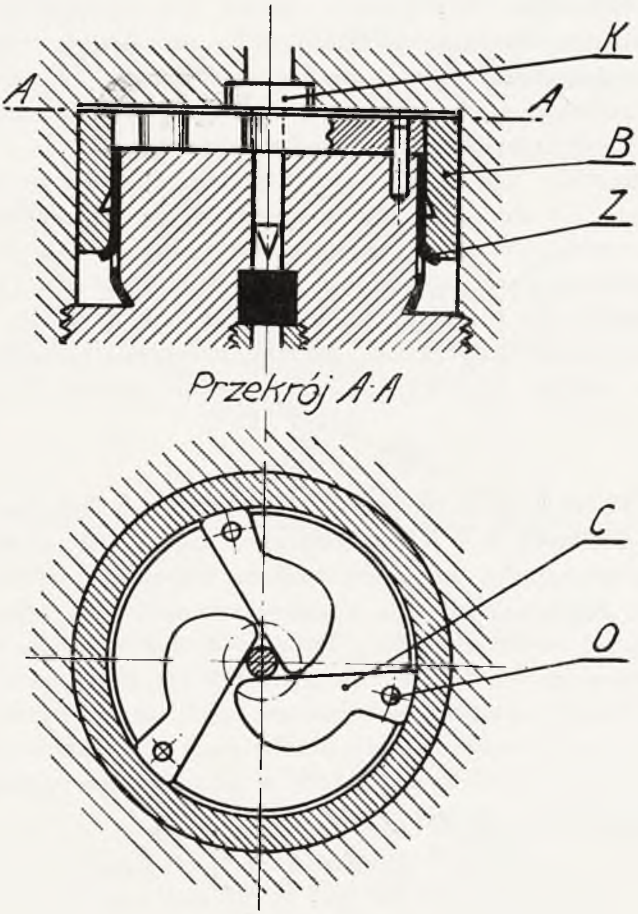
$$T_1 = \rho \Sigma Z,$$

która przeciwdziała obrotowi ciężarka.

Wypadkowa ΣY również nie wpływa bezpośrednio na ruch ciężarka; dociska ona ciężarek do jego kołeczka, wytwarzając siłę tarcia

$$T_2 = \rho \Sigma Y$$

w miejscu styku otworka w ciężarku z kołeczkiem. Punkt zaczepienia i kierunek działania siły T_2 również podany jest na rys. 15.



Rys. 16.

Wielkość współczynnika tarcia ρ przyjmiemy taką samą, jak dla zapalnika ryglowego, tzn.

$$\rho \cong 0,1$$

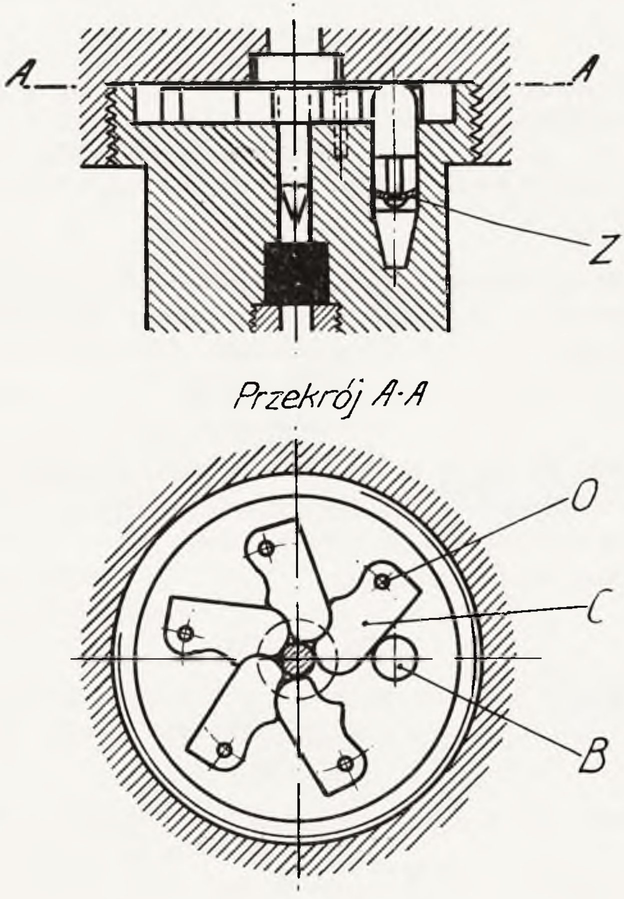
Ostatecznie wszystkie siły, wywołujące obrót ciężarka dokoła kołeczka, możemy sprowadzić do dwóch sił, a mianowicie:

$$P = \Sigma X - T_1 = \Sigma X - \rho \Sigma Z = P_1 \sin\varphi - \rho P_2 - P_3 \cos\varphi - P_4$$

$$P = mr\omega^2 \sin\varphi - \rho ma - mr\varepsilon \cos\varphi - S$$

oraz

$$T_2 = \rho \Sigma Y = \rho P_1 \cos\varphi + \rho P_3 \sin\varphi = \rho mr\omega^2 \cos\varphi + \rho mr\varepsilon \sin\varphi.$$



Rys. 17.

Oznaczymy w dalszym ciągu moment sił, wywołujących obrót ciężarka względem punktu Ω, przez M. Jako kierunek momentu M przyjmiemy kierunek obrotu GG'.

$$M = P R_1 - T_2 R_2,$$

a więc

$$M = mr\omega^2 \sin\varphi R_1 - \rho ma R_1 - mr\varepsilon \cos\varphi R_1 - \rho mr\omega^2 \cos\varphi R_2 -$$
$$- \rho mr\varepsilon \sin\varphi R_2 - SR_1$$

Przekształcimy otrzymany wzór

$$M = mr\,\omega^2 (\sin\varphi\, R_1 - \rho\cos\varphi\, R_2) - m\,[\rho\, aR_1 + r\,\varepsilon\,(\cos\varphi\, R_1 + \rho\sin\varphi R_2)] -$$
$$- SR_1.$$

Moment wypadkowy M możemy przedstawić w sposób następujący:

$$M = M_1 - M_2;$$

przy czym

$$M_1 = mr\,\omega^2 (\sin\varphi\, R_1 - \rho\cos\varphi\, R_2)$$

$$M_2 = m\,[\rho\, a\, R_1 + r\,\varepsilon\,(\cos\varphi\, R_1 + \rho\sin\varphi\, R_2)] + SR_1.$$

Ponieważ

$$\omega\,\frac{d}{2} = v\,\mathrm{tg}\,\alpha,$$

możemy napisać

$$mr\,\omega^2 = \frac{4\,\mathrm{tg}^2\,\alpha\; mr}{d^2}\,v^2$$

a więc

$$M_1 = \frac{4\,\mathrm{tg}^2\,\alpha\; mr}{d^2}\,(\sin\varphi\, R_1 - \rho\cos\varphi\, R_2)\,v^2.$$

Opierając się na zależności

$$\varepsilon\,\frac{d}{2} = a\,\mathrm{tg}\,\alpha,$$

możemy napisać

$$\varepsilon = \frac{2a\,\mathrm{tg}\,\alpha}{d},$$

a wobec tego

$$M_2 = m\left|\;\rho\, R_1 + \frac{2r\,\mathrm{tg}\,\alpha}{d}\,(\cos\varphi\, R_1 + \rho\sin\varphi\, R_2)\;\right|.\,a + SR_1.$$

Wprowadzimy oznaczenia

$$\frac{4\,\mathrm{tg}^2\,\alpha\; mr}{d^2}\,(\sin\varphi\, R_1 - \cos\varphi\, R_2) = A$$

$$m\left|\;\rho\, R_1 + \frac{2r\,\mathrm{tg}\,\alpha}{d}\,(\cos\varphi\, R_1 + \rho\sin\varphi\, R_2)\;\right| = B$$

$$SR_1 = C$$

Momenty M_1 i M_2 możemy więc przedstawić tak

$$M_1 = Av^2$$

$$M_2 = Ba + C,$$

a moment wypadkowy

$$M = M_1 - M_2 = Av^2 - (Ba + C).$$

Dla luf z gwintem stałym ($\alpha = \text{const}$) współczynniki A, B i C do chwili, w której się rozpoczyna ruch ciężarka względem kadłuba zapalnika, są wielkościami stałymi.

Moment

$$M_1 = Av^2$$

jest proporcjonalny do kwadratu szybkości pocisku i w okresie ruchu pocisku w lufie wzrasta stopniowo od 0 do maksimum, które osiąga w chwili wylotu pocisku z lufy:

Moment

$$M_2 = Ba + C$$

na początku ruchu pocisku w lufie wzrasta w sposób gwałtowny od 0 do maksimum, które osiąga w chwili największego ciśnienia w lufie. Począwszy od tej chwili, moment M_2 stale maleje aż do wylotu pocisku z lufy.

Moment wypadkowy

$$M = M_1 - M_2$$

w okresie wzrostu ciśnienia w lufie i na początku okresu spadku ciśnienia jest ujemny, wskutek tego że

$$M_2 > M_1.$$

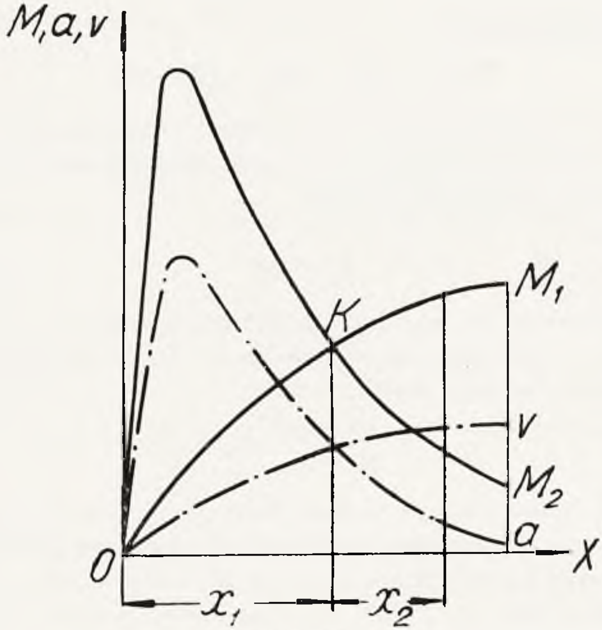
W pewnej chwili przed wylotem pocisku z lufy moment wypadkowy przybiera wartość

$$M = 0,$$

a potem staje się dodatnim, stale wzrastając w dalszym ciągu aż do chwili wylotu pocisku z lufy. Obrót ciężarka rozpoczyna się w chwili, kiedy wypadkowy moment przybiera wartość dodatnią.

Posiadając wykresy przebiegu ciśnień i szybkości w lufie, można sporządzić wykres przebiegu momentów składowych M_1 i M_2 w funkcji drogi, przebytej przez pocisk w lufie i na podstawie tego wykresu określić miejsce K, w którym rozpoczyna się proces odbezpieczenia się zapalnika (rys. 18). Krzywe $M_1 = f_1(x)$ i $M_2 = f_2(x)$

posiadają taki sam charakter jak krzywe sił dodatnich i ujemnych w rozpatrywanym przez nas poprzednio bezpieczniku ryglowym. (rys. 13).



Rys. 18.

Zakończenie procesu odbezpieczania się zapalnika następuje w chwili, kiedy wszystkie ciężarki odśrodkowe, obracając się dokoła swych kołeczków, zajmą takie położenie, że kołnierz iglicy lub obsada spłonki zapalającej będą mogły przejść między rozchylonymi ciężarkami. Wielkość kąta, o który powinny się obrócić ciężarki, aby odbezpieczyć zapalnik, zależy od konstrukcji zapalnika. Przy obliczeniu odcinka x_2 drogi pocisku w lufie, na którego długości odbywa się proces odbezpieczenia się zapalnika, należy uwzględnić, że w momencie, kiedy się rozpoczyna obrót ciężarka, współczynniki A, B i C przestają być wielkościami stałymi dzięki temu, że wielkości r, φ oraz S stają się od tej chwili zmiennymi.

Do obliczenia czasu, jakiego wymaga proces odbezpieczenia się zapalnika, jak również odcinka x_2 drogi pocisku w lufie, należy zastosować metodę przybliżoną, zakładając

$$M = \text{const}$$

i dobierając odpowiednią wartość zastępczą $M_{śr}$ dla odcinka drogi x_2 w ten sposób, żeby

$$M_{śr} x_2 = \int_{x_1}^{x_1 + x_2} M \, dx$$

Okres czasu τ, którego wymaga proces odbezpieczenia się zapalnika, należy określić za pomocą wzoru

$$\tau = \sqrt{\frac{2\theta}{\frac{M_{śr}}{J}}},$$

gdzie θ oznacza kąt, o jaki powinien obrócić się ciężarek dla odbezpieczenia zapalnika, J—moment bezwładności ciężarka względem osi jego obrotu.

Dla konstrukcji, w których ciężarki obracają się dokoła swych kołeczków kolejno, jeden po drugim (rys. 17)

$$\theta = (n - 1)\, \theta_0 + \theta',$$

gdzie θ_0 oznacza kąt, o jaki powinien się obrócić każdy ciężarek, aby zwolnić ciężarek następny, θ' — kąt, o jaki powinien się obrócić ostatni ciężarek dla odbezpieczenia zapalnika, n — ilość ciężarków.

Długość odcinka drogi pocisku w lufie w okresie odbezpieczenia się zapalnika można określić za pomocą wzoru

$$x_2 = \tau\, v_{śr},$$

gdzie $v_{śr}$ oznacza średnią szybkość pocisku w lufie na długości odcinka x_2.

W dalszym ciągu zobaczymy, jak należy obliczvć siłę sprężynki S, aby zapewnić niezawodność działania zapalnika z odśrodkowym bezpiecznikiem ciężarkowym. Z chwilą wylotu pocisku z lufy—przyspieszenia a oraz ε zmieniają swój kierunek, jednak wielkość tych przyspieszeń w okresie lotu pocisku jest bardzo mała, to też możemy przyjąć

$$a \cong 0 \quad \text{oraz} \quad \varepsilon \cong 0.$$

Wobec tego moment wypadkowy, działający na ciężarek w okresie lotu pocisku, osiągnie następującą wartość:

$$M = mr\,\omega^2 \sin\varphi\, R_1 - \rho\, mr\,\omega^2 \cos\varphi\, R - SR_1.$$

Moment siły tarcia $\rho mr \omega^2 \cos\varphi R_2$, jak to stwierdzimy dalej, wynosi około 3% momentu siły odśrodkowej $mr \omega^2 \sin\varphi R_1$, przyjmiemy więc $\rho mr \omega^2 \cos\varphi R_2 \cong 0$; wówczas

$$M \cong mr \omega^2 \sin\varphi R_1 - SR_1.$$

Dla zapewnienia niezawodności działania zapalnika konieczne jest zachowanie warunku

$$M > 0,$$

czyli

$$S < mr \omega^2 \sin\varphi$$

Wielkość ω, decydującą dla obliczenia siły sprężynki S, należy ustalić kierując się wskazówkami, które zostały podane przy obliczeniu bezpiecznika ryglowego.

Jeżeli zapalnik z odśrodkowym bezpiecznikiem ciężarkowym przeznaczony jest do dział różnych kalibrów, powinniśmy obliczyć siłę sprężynki za pomocą podanego wyżej wzoru dla działa o najmniejszej szybkości kątowej. Wówczas dla działa o największej szybkości kątowej, jak dowiedliśmy wyżej, siła sprężynki S może zrównoważyć zaledwie 1% — 4% siły odśrodkowej $mr \omega^2 \sin\varphi$.

$$M = mr \omega^2 \sin\varphi R_1 - (\rho mr \omega^2 \cos\varphi R_2 + \rho ma R_1 + mr \varepsilon \cos\varphi R_1 + \rho mr \varepsilon \sin\varphi R_2 + SR_1)$$

Obliczając na podstawie istniejących konstrukcyj wielkości momentów sił składowych, przeciwdziałających obrotowi ciężarka w okresie ruchu pocisku w lufie, można się przekonać, że najpoważniejszą rolę wśród nich odgrywa moment siły tarcia $\rho ma R_1$.

Dla ilustracji podajemy przybliżone stosunki wartości liczbowych momentów poszczególnych sił w chwili wylotu pocisku z lufy. Stosunek momentów

$$\frac{\rho ma R_1}{mr \omega^2 \sin\varphi R_1}$$

dla zapalników, przeznaczonych do dział różnych kalibrów, wynosi 2% — 10% dla dział o największej szybkości kątowej i zbliża się do 100% dla dział o najmniejszej szybkości kątowej. Stosunek momentów

$$\frac{\rho mr \omega^2 \cos\varphi R_2}{mr \omega^2 \sin\varphi R_1}$$

jest stały dla wszystkich kalibrów dział i zależy wyłącznie od konstrukcji bezpiecznika; wynosi on około 3%. Stosunek momentów

$$\frac{mr\,\varepsilon\cos\varphi\,R_1}{\varphi\,ma\,R_1}$$

zależy od kalibru działa i konstrukcji bezpiecznika; waha się on w granicach od kilku % dla dział większych kalibrów do kilkunastu % dla dział mniejszych kalibrów; można przyjąć, że przeciętny stosunek wynosi około 10%. Wreszcie stosunek momentów

$$\frac{\rho\,mr\,\varepsilon\sin\varphi\,R_2}{mr\,\varepsilon\cos\varphi\,R_1}$$

zależy wyłącznie od konstrukcji bezpiecznika i wynosi przeciętnie około 6%.

Wobec powyższego, przeprowadzając obliczenie przybliżone, można pominąć siły $mr\,\varepsilon\cos\varphi$ oraz $\rho\,mr\,\varepsilon\sin\varphi$ i uprościć wzór na moment wypadkowy w sposób następujący:

$$M \simeq mr\,\omega^2\sin R_1 - \rho ma\,R_1 - \rho\,mr\,\omega^2\cos\varphi\,R_2 - SR_1.$$

Jeśli zapalnik z odśrodkowym bezpiecznikiem ciężarkowym przeznaczony jest do wszystkich dział, używanych przez artylerię, stosunek momentu ujemnego do momentu dodatniego, czyli stosunek

$$\frac{\rho\,\mathrm{ma}\,R_1 + \rho\,mr\,\omega^2\cos\varphi\,R_2 + SR_1}{mr\,\omega^2\sin\varphi\,R_1}$$

w chwili wylotu pocisku z lufy dla działa o największej szybkości kątowej nie przekracza kilkunastu %. Można przekonać się o tym na podstawie przeliczenia istniejących konstrukcyj bezpieczników ciężarkowych. Dzięki temu punkt K (rys. 18) dla działa o największej szybkości kątowej oddala się znacznie od wylotu lufy, mniej więcej do połowy długości lufy.

Obliczając na podstawie istniejących konstrukcyj odśrodkowych bezpieczników ciężarkowych okres czasu τ, którego wymaga proces odbezpieczenia się zapalnika, można się przekonać, że dla dział o dużej szybkości kątowej

$$\tau < 0{,}002 \text{ sek},$$

zaś

$$x_2 < 1 \text{ m},$$

nawet przy zastosowaniu konstrukcji, w której ciężarki obracają się dokoła swych kołeczków kolejno jeden po drugim.

Wobec powyższego należy stwierdzić, że zapalnik artyleryjski z odśrodkowym bezpiecznikiem ciężarkowym, przeznaczony do wszystkich dział, używanych przez artylerię, odbezpiecza się w działach o dużej szybkości kątowej przed wylotem pocisku z lufy i pod tym względem nie różni się zasadniczo od zapalnika z odśrodkowym bezpiecznikiem ryglowym.

V *Badania praktyczne zapalników.*

Rozpatrzyliśmy już obliczenie konstrukcyjne, obliczenie wytrzymałościowe i obliczenie mechanizmów zapalnika w okresie transportu i manipulowania, a także w okresie ruchu pocisku w lufie. Obliczenia te powinny zapewnić dostateczną wytrzymałość części składowych zapalnika, należytą ich współpracę, a także niezawodne funkcjonowanie wszystkich mechanizmów zapalnika, nasamprzód zaś mechanizmu bezpiecznika. Projektując nową konstrukcję zapalnika nie wolno jednak nigdy poprzestać na samych obliczeniach, a należy przeprowadzić szereg prób praktycznych dla potwierdzenia wyników, otrzymanych przy obliczeniach.

Próby praktyczne składają się z prób warsztatowych, mających na celu ocenę konstrukcji ze stanowiska produkcji masowej, prób doświadczalnych różnego rodzaju, jak na przykład próba kafarowa i wreszcie prób strzelania.

Do pierwszych seryj prób strzelania powinny być użyte granaty wypełnione materiałem obojętnym i zapalniki bez spłonek pobudzających. Po strzelaniu wszystkie granaty powinny być odnalezione i wydobyte z ziemi. Zapalniki należy wykręcić z granatów a następnie rozmontować, poddając je w czasie demontażu skrupulatnemu badaniu według uprzednio opracowanego programu. Badanie takie, należycie przygotowane i przeprowadzone, daje decydujące wskazówki i pozwala na gruntowną ocenę konstrukcji zapalnika.

Przy zapalnikach wtłoczeniowych, a niekiedy i przy bezwładnikowych, pożądaną jest rzeczą przeprowadzić dodatkowo strzelanie, umieszczając zapalniki wewnątrz granatów. Tą drogą można zbadać wytrzymałość części składowych i prawidłowość odbezpieczenia się zapalnika, zapobiegając deformacjom, którym ulegają mechanizmy, a szczególnie mechanizm wtłoczeniowy, przy uderzaniu granatu w przeszkodę.

Do dalszych seryj prób strzelania powinny być użyte zapalniki ostre i granaty prochowe, nabite częściowo balastem a częściowo prochem czarnym. Użycie takiej amunicji pozwala uniknąć czynności

odszukiwania i wykopywania z ziemi granatów, które zabierają dużo czasu. Jednak w wypadku stwierdzenia jakichkolwiekbądź anomalij, na przykład niewypałów, należy i przy tych seriach odszukać, zdemontować i skrupulatnie zbadać wszystkie zapalniki, które wykazały anomalie przy strzelaniu. Ze względu na niebezpieczeństwo, jakie przedstawia manipulowanie po strzelaniu amunicją ostrą w wypadku niewypału, do odkopywania granatów i wykręcania zapalników powinien być użyty personel fachowy, a czynności te powinny być przeprowadzone z zachowaniem odpowiednich środków ostrożności.

Oczywiście, że próby strzelania powinny być przeprowadzone według starannie opracowanego programu i powinny dać wyczerpującą charakterystykę zapalnika w różnorodnych warunkach, dla których przewidywane jest jego użycie; a więc przy zastosowaniu dział różnych kalibrów i różnych ładunków miotających. Przede wszystkim należy przeprowadzić strzelania w najbardziej niekorzystnych warunkach z punktu widzenia wytrzymałości i odbezpieczenia się zapalnika, tzn. w warunkach, dla których współczynnik przyspieszenia K oraz szybkość początkowa v_0 albo ω_0 przybierają wartości największe i najmniejsze. Warunki te przy próbach strzelania należy odpowiednio zaostrzyć, uwzględniając najbardziej niekorzystny zbieg tolerancyj, jaki może zachodzić w praktyce.

Przy badaniu zapalników, które odbezpieczają się po wylocie pocisku z lufy, należy ponadto ustalić odległość miejsca odbezpieczenia się zapalnika od wylotu lufy za pomocą strzelania do tarcz drewnianych, ustawionych w różnych odległościach od działa.

Przyjęcie na uzbrojenie nowej konstrukcji zapalnika nie może nastąpić na podstawie samych tylko prób badawczych, o których mówiliśmy wyżej. Zapalniki takie powinny zdać ponadto egzamin w różnorodnych ćwiczeniach artylerii w czasie szkoły ognia. W niektórych wojskach współczesnych została przyjęta zasada, zgodnie z którą wprowadzenie na uzbrojenie nowej konstrukcji zapalnika nie może nastąpić wcześniej niż po oddaniu 50.000—100.000 strzałów w oddziałach. Zasadę tę należy uznać za słuszną.

Na zakończenie rozpatrzymy, w jaki sposób należy zapobiec przedwczesnemu funkcjonowaniu zapalnika uderzeniowego w okresie lotu pocisku. Rozważymy z tego stanowiska najpierw mechanizm bezwładnikowy a następnie wtłoczeniowy.

Przyspieszenie ujemne, jakie uzyskuje pocisk w czasie lotu pod wpływem oporu powietrza, można obliczyć za pomocą wzoru

$$a = c\,f\,(v),$$

gdzie a oznacza przyspieszenie pocisku, c — współczynnik balistyczny pocisku, $f(v)$ — funkcję szybkości. Funkcja ta wzrasta ze wzrostem v, wobec tego przyspieszenie a osiąga największą wartość w momencie wylotu pocisku z lufy. Wartości liczbowe funkcji $f(v)$ podają podręczniki balistyki zewnętrznej.

Obliczając przyspieszenie a dla konstrukcyj istniejących, można przekonać się, że

$$a_{max} < 90 \text{ m/sek}^2.$$

Oznaczymy ciężar obsady spłonki zapalającej przez G, jej masę — przez m, a siłę sprężyny, przeciwdziałającej zbliżeniu się iglicy do spłonki w okresie lotu pocisku — przez P. Obliczając wielkości G i m powinniśmy wziąć pod uwagę nie tylko obsadę spłonki, lecz i wszystkie części zapalnika, które są połączone z obsadą spłonki, począwszy od momentu uzbrojenia się zapalnika. Co się tyczy wartości P, należy wziąć do obliczenia siłę przy takim ściśnięciu sprężyny, jakie zachodzi w chwili zetknięcia się ostrza iglicy z powierzchnią piorunianu rtęci w spłonce.

Aby zapobiec przedwczesnemu funkcjonowaniu zapalnika, należy zachować warunek

$$P_{min} > (m\,a)_{max},$$

lub

$$P_{min} > \frac{G_{max} a_{max}}{g}$$

Podstawiając wartości liczbowe g oraz a_{max}, otrzymamy

$$\frac{P_{min}}{G_{max}} > 9$$

Ze względu na bezpieczeństwo zapalnika w lufie (np. w wypadku zanieczyszczenia lufy) można stosować w praktyce dla zapalników bezwładnikowych większy stosunek $\frac{P_{min}}{G_{max}}$. W istniejących konstrukcjach

$$\frac{P_{min}}{G_{max}} > 30,$$

a zazwyczaj

$$\frac{P_{min}}{G_{max}} = 50—100$$

W zapalnikach wtłoczeniowych siła oporu sprężyny lub prze-

tyczki ścinanej, przeciwdziałająca zbliżeniu się iglicy do spłonki, powinna być większa od siły nacisku powietrza na tłoczek iglicy. Nacisk jednostkowy powietrza na tłoczek iglicy można obliczyć za pomocą wzoru

$$p = 0{,}11\left(\frac{v}{100}\right)^2 - 0{,}17,$$

gdzie p oznacza nacisk jednostkowy w kg/cm², v — szybkość pocisku w m/sek.

Oznaczymy powierzchnię przekroju poprzecznego tłoczka przez f, a siłę sprężyny lub przetyczki — przez P. Ażeby zapobiec przedwczesnemu funkcjonowaniu zapalnika, należy zachować warunek

$$P_{min} > (pf)_{max}.$$

669.14:623.451

Inż. E. DWORZAK

METODY STOSOWANE DLA OCENY STALI PÓŁTWARDEJ I WYKRYWANIA JEJ WAD

Zagadnienie należytej oceny stali półtwardej, przeznaczonej do tłoczenia na gorąco, jak również występujących w niej braków było już niejednokrotnie poruszane, tak w krótszych referatach jak i w fachowej literaturze [1]).

Celem dokładnego ustalenia rodzaju i jakości różnych wad i braków, występujących w tej stali bądź to przy odbiorze surowych prętów w hucie, bądź też na gotowych wyrobach, przystąpiono do badań uzupełniających poprzednie, stosując systematyczne i daleko idące poszukiwania, by na podstawie wyników tych badań, często nawet o charakterze orientacyjnym, wydać odpowiednią opinię, czy stal z odnośnego wytopu nadaje się do dalszej przeróbki, czy też należy ją zdyskwalifikować oraz jakie mogłyby powstać przypuszczalne wady — uprzedzając nieraz z góry daną wytwórnię.

Obserwacje i badania przeprowadzono na kilkuset wytopach stali półtwardej w hucie oraz na wytłoczonych z niej *skorupach* różnych wymiarów. Uwzględniając przede wszystkim występujące na skorupach braki, podzielono badania na zasadnicze grupy, a mianowicie:

a) Skład chemiczny i pęknięcia hartownicze.
b) Próba makroskopowa Baumanna i wady zasadnicze tworzywa.
c) Próba makroskopowa głębokiego trawienia.
d) Próba miseczkowa i wady utajone.
e) Próba schodkowa.
f) Ustalenie i wpływ wielkości ziarn stali.
g) Wnioski z obserwacji przy produkcji stali.

---

[1]) 1) M. Tyszko — „Mechanik" — 1929 — zesz. 11.
2) M. Tyszko — „Wiadomości Techniczno-Artyleryjskie" — 1932 — Nr 14.
3) W. Haczewski — „Czasopismo Techniczne" — Lwów 1935 — str. 212.

a) Skład chemiczny i pęknięcia hartownicze.

Skład chemiczny stali półtwardej jest ustalony odpowiednimi normami i przepisami, a zawartość poszczególnych składników leży w granicach, które każda stalownia może z łatwością dotrzymać. Własności tej stali stoją w ścisłym związku ze składem chemicznym, przede wszystkim z zawartością węgla, manganu i ewentualnie chromu. Zawartość poszczególnych składników wahała się w stukilkudziesięciu wytopach w następujących granicach:

C	od	0,33	do	0,42%
Mn	„	0,55	„	0,80%
Cr	„	0,05	„	0,22%
(C + Mn)	„	0,92	„	1,18%
P	„	0,02	„	0,04%
S	„	0,02	„	0,03%

Co się tyczy domieszki chromu, to jest ona przypadkowa i pochodzi bądź z surówki, wytapianej ze specjalnych rud żelaznych, zawierających chrom, bądź też ze złomu własnego huty. Wobec stosowania masowej obróbki termicznej wytłoczonych skorup obecność chromu nie powinna przekroczyć pewnej maksymalnej granicy, gdyż każde 0,1% Mn podwyższa wytrzymałość stali w stanie wyżarzonym przy zawartości

$C = 0,3\%$ o $1,5\ kg/mm^2$
$C = 0,4\%$ o $1,9\ kg/mm^2$

jednocześnie przy tym rośnie i twardość. Wzrost wytrzymałości i twardości nie wpływa ujemnie na wartość wyrobu, sprawia jednak dodatkowe trudności przy obróbce mechanicznej i podraża produkcję.

W praktyce przyjmuje się, że 5 części wagowych manganu wywołuje taką zmianę temperatury przemiany stali jak 1 część węgla, tak że, mając analizę chemiczną stali, można sobie łatwo przeliczyć mangan na węgiel, by w przybliżeniu określić praktyczną temperaturę hartowania.

Na podstawie kilkuletniego doświadczenia zalecany byłby następujący skład chemiczny stali półtwardej:

$C = 0,34 - 0,39\%$
$Mn = 0,55 - 0,70\%$
$(C + Mn) \gtreqless 1,0\ \%$
Cr poniżej 0,1 %

W związku ze składem chemicznym stali, wahającym się w pewnych granicach, wysuwa się wniosek indywidualnego traktowania materiału w zależności od zawartości węgla, manganu i chromu celem ustalenia temperatury obróbki termicznej, gdyż nieodpowiednia temperatura hartowania może się przyczynić do powstawania pęknięć hartowniczych. Gdyby skład chemiczny całego wlewka był jednakowy i nie zachodziło zjawisko nieuniknionej likwacji, która jest tym większa, im większy jest wlewek, — to powyższy wniosek byłby może poniekąd uzasadniony. Swierdzono jednak, że istnieją poważne różnice w zawartości poszczególnych składników między górną a dolną częścią wlewków wytopu, jak to wykazuje poniższe zestawienie zawartości węgla:

Tabela Nr 1

Nr wlewk		Wytop A	Wytop B	Wytop C	Wytop D	Wytop E
1	góra	0,40	0,385	0,42	0,38	0,355
	dół	0,36	0,34	0,36	0,35	0,32
2	góra	0,415	0,385	0,42	0,375	0,36
	dół	0,36	0,34	0,355	0,345	0,325
3	góra	0,41	0,38	0,415	0,365	0,35
	dół	0,37	0,34	0,35	0,33	0,32
4	góra	0,41	0,385	0,425	0,385	0,36
	dół	0,36	0,33	0,36	0,33	0,31
5	góra	0,40	0,38	0,415	0,375	0,345
	dół	0,36	0,345	0,355	0,34	0,305
6	góra	0,41	0,385	0,42	0,365	0,35
	dół	0,37	0,34	0,35	0,315	0,31
7	góra	0,405	0,385	0,42	0,375	0,345
	dół	0,365	0,35	0,36	0,34	0,31
8	góra	0,40	0,385	0,415	0.38	0,34
	dół	0,36	0,33	0.36	0,335	0,30
maks. różnica		0,055	0,055	0,07	0,055	0,05

Z powyższego wynika, że różnica w zawartości węgla pomiędzy górną a dolną częścią wlewka kwadratowego o wymiarach 500 × 500 mm i o ciężarze około 4200 kg, odlewanego syfonowo, dochodzi nieraz do 0,07%, przeciętnie jednak wynosi około 0,055%. Jest rzeczą zrozumiałą, że materiał o zawartości 0,42% C wymagał-

by, teoretycznie biorąc, nieco innej temperatury obróbki termicznej niż tworzywo o zawartości około 0,36% C, celem uniknięcia nieprawidłowości obróbki termicznej lub też przegrzania. W praktyce zaś jest to rzeczą poprostu niemożliwą, gdyż należałoby indywidualnie traktować nie tylko poszczególne wytopy, lecz przede wszystkim poszczególne pręty w zależności od tego, czy pochodzą one z górnej, czy z dolnej części wlewka. Temperatura hartowania powinna być więc dostosowana do średniej analizy tworzywa i z tej reguły można ustąpić jedynie w krańcowych wypadkach maksymalnej czy też minimalnej zawartości węgla i manganu.

Pęknięcia hartownicze są bezsprzecznie poważną wadą występującą albo w czasie hartowania, albo nawet w kilka dni później, jeżeli zahartowany przedmiot nie został bezpośrednio po zahartowaniu odpuszczony. Można spotkać pęknięcia zarówno na wewnętrznej części denek jak na wewnętrznej części cylindrycznej, w partiach dennych lub górnych, na ostrołuku, wzdłuż lub powyżej załamań matrycy ze strony zewnętrznej; przy czym pęknięcia podłużne lub poprzeczne do kierunku włókien dochodzić mogą nawet do głębokości kilku milimetrów, a nawet — przechodzić na wylot. Najczęściej wady te są trudno dostrzegalne i dla tego w razie przeoczenia stanowią poważne niebezpieczeństwo w okresie późniejszym. Z tego też powodu utrwaliło się przypuszczenie, że zachodzić może tzw. „zjawisko pęknięć sezonowych", czyli powstawania nowych pęknięć albo pogłębiania lub rozszerzania się istniejących włoskowatych nadpęknięć w czasie sezonowania, czyli dłuższego magazynowania.

Na powstawanie pęknięć wpływa wiele czynników trudnych do rozróżnienia. Pęknięcia powstają wskutek naprężeń, wywołanych różnicami temperatur i zmianami strukturalnymi w czasie nagrzewania lub chłodzenia przedmiotu. Najlepsze warunki do powstania pęknięć istnieją pod koniec stygnięcia, gdy twardość martenzytycznej stali wynosi powyżej 600 jednostek Brinella przy najmniejszej sprężystości i zdolności wydłużania się. Naprężenia wewnątrz stygnącego przedmiotu powodują różne przyrosty wymiarów przy różnych temperaturach. Wpływają tu: szybkość chłodzenia, kształt przedmiotu, rozszerzalność poszczególnych składników strukturalnych tworzywa, zmiany objętości przy przemianach itp. Różnice temperatur mogą powstać nieraz na samej powierzchni stygnącej; a badając twardość można zauważyć pewne różnice twardości, spowodowane różnymi szybkościami chłodzenia. Można je tłuma-

czyć powstawaniem pęcherzy pary, zendrą, powstałą w czasie nagrzewania i niedostatecznie usuniętą przed hartowaniem a utrudniającą wymianę ciepła, w końcu — własnościami samej powierzchni, do której może powłoka pary lepiej lub gorzej przylegać.

Portevin[1]) w związku z hartowaniem granatów zauważył, że:

1) granaty, pękające przy hartowaniu, wykazują nierównomierną twardość wewnątrz i zewnątrz;

2) pęknięcia są w związku z nierównym chłodzeniem; występują one przede wszystkim w strefach twardszych na granicy stref miękkich i biegną równolegle lub pod kątem do siatki karbów na obtoczonej powierzchni granatów.

W pierwszym okresie stygnięcia cechuje budowę austenityczną współczynnik rozszerzalności cieplnej $23 . 10^{-6}$ wobec $41 . 10^{-6}$ dla martenzytu. W chwili tworzenia się martenzytu objętość nagle rośnie. Następuje gwałtowne odwrócenie się kierunku naprężeń. Miarą wpływu tej przemiany jest zmiana objętości właściwej tworzywa. Niebezpieczeństwo powstania pęknięć przy stałej szybkości hartowania zwiększa się ze wzrostem głębokości hartowania, uzależnionej od składu chemicznego stali, przede wszystkim węgla oraz innych może przypadkowych składników stopowych (chrom), od temperatury hartowania, od ziarnistości stali i od struktury przed hartowaniem. Zwiększenie się grubości warstwy zahartowanej, przy stałej szybkości hartowania, sprzyja powstawaniu pęknięć.

Podwyższenie temperatury hartowania zwiększa grubość warstwy hartowanej i sprzyja powstawaniu pęknięć. Wpływ ten może być znaczny, jak to wynika z tabeli Nr 2:

Tabela Nr 2

Temperatura hartowania w ^{0} C	% przedmiotów niedostatecznie zahartowanych	% przedmiotów, które pękły przy hartowaniu
850	0,0	3,4
820	0,0	2,7
800	0,0	1,0
760	4,0	0,0
740	46,8	0,0

[1]) Revue de Metallurgie. 1931, str. 631.

Poza tym stwierdzono, że wraz ze wzrostem zawartości węgla rośnie również skłonność do powstawania pęknięć, która jednak zależy też w dużym stopniu od rodzaju, ilości i rozmieszczenia likwacyj. Ważną rolę odgrywa tlen, zwłaszcza w roztworze stałym, która to sprawa będzie później szczegółowo omówiona. Dalej spostrzeżono, że czas nagrzewu przed hartowaniem, a więc ujednorodnienie tworzywa, z warunkiem nie doprowadzenia do rozrostu ziarn, wpływa korzystnie na zmniejszenie się pęknięć hartowniczych.

Zauważmy, że sama twardość lub niejednorodność materiału nie wystarcza do wywołania pęknięć. Pęknięcia powstaną dopiero w miejscach, gdzie naprężenia chwilowe przekroczą doraźną wytrzymałość tworzywa. Zrozumiałą jest rzeczą, że wszelka niejednorodność stwarza warunki sprzyjające takiemu przebiegowi zjawiska. Należy podkreślić, że obie wartości, tzn. naprężenia wypadkowe i doraźna wytrzymałość, są funkcjami czasu:

$$\sigma_w = f(t) \quad \text{i} \quad R = F(t)$$

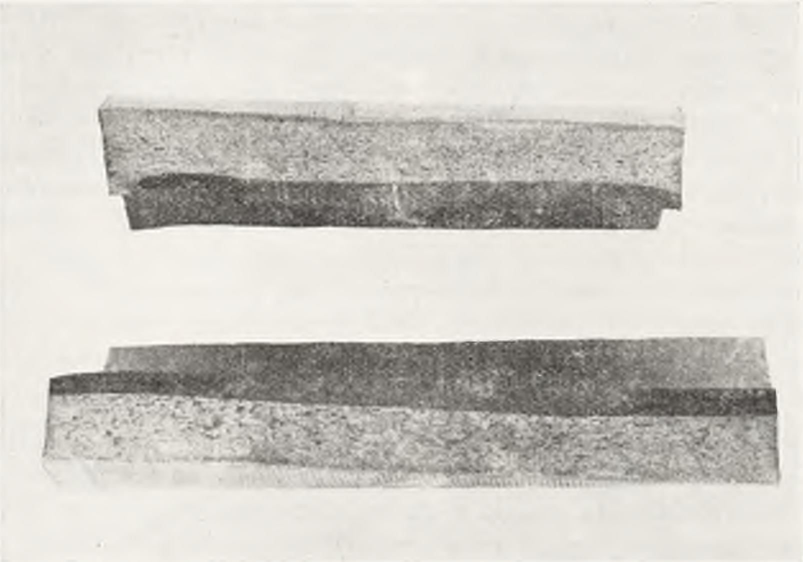
a pęknięcia następują tylko w obszarze, gdzie

$$f(t) > F(t) \text{ dla tych samych } t_1, t_2, t_3 \ldots \text{ itd.}$$

Wykrywanie samych pęknięć z powodu ich charakteru włoskowatego, często nawet mikroskopijnego, napotyka na pewne trudności i przy masowym przeglądzie skorup mogą się zdarzać wypadki przeoczenia kilku skorup z drobnymi pęknięciami, które zostają nieraz ujawnione dopiero przy drugim lub trzecim przeglądzie. Późniejsze odnajdywanie pęknięć hartowniczych może nasuwać przypuszczenie, że ryski lub pęknięcia powstały w czasie magazynowania, co przyczyniło się do wprowadzenia terminu „pęknięć sezonowych".

Największe nasilenie naprężeń powstaje nie w chwili zetknięcia się gorącej stali z zimnym strumieniem wody, lecz dopiero w drugiej i trzeciej fazie hartowania. Prof. K. Honda dowiódł, że rysy hartownicze ujawniają się normalnie o dziesięć do piętnastu sekund po zanurzeniu przedmiotu hartującego w wodzie. Wtedy tworzywo posiada strukturę martenzytyczną przy maksymalnej twardości i wytrzymałości a minimalnej ciągliwości. Brak więc wydłużenia i plastyczności powodować może wykrzywianie się lub też pękanie zahartowanych przedmiotów. Odpuszczanie ma na celu uwolnienie stali od naprężeń wewnętrznych, powstałych w czasie hartowania i zmianę struktury niezrównoważonej, obciążonej wielkimi naprężeniami — na budowę o strukturalnie wyrównanej równowadze, zwiększając równocześnie wydłużenie tworzywa o 50 — 60% jej pierwot-

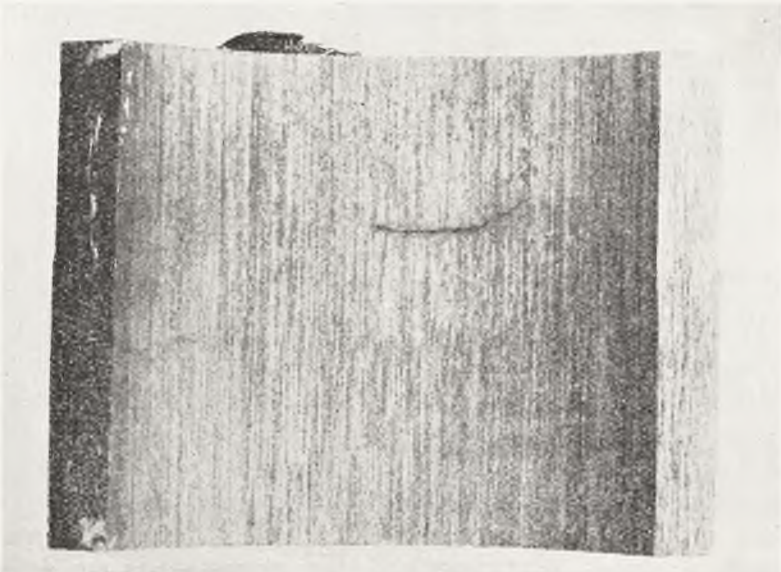
nej wartości. Jeżeli stal półtwarda posiada po odpuszczaniu przeciętną wytrzymałość 85 — 90 kg/mm^2 przy wydłużeniu powyżej 10% a przewężeniu ponad 50%, to trudno przypuszczać, by przy takiej ciągliwości tworzywa, nawet w niekorzystnych warunkach atmosferycznych (mróz), w czasie magazynowania mogłyby powstać nowe pęknięcia, czyli tzw. „pęknięcia sezonowe" lub też rozszerzenie się istniejących pęknięć.



Fot. 1.

Często stosuje się tzw. przyspieszone sezonowanie, polegające na zanurzeniu skorup w gorącej i zimnej wodzie na przemian dla wywołania dodatkowych naprężeń. W razie ujawnienia pęknięć lub rys podczas ponownego, skrupulatnego przeglądu znajduje się wytłumaczenie tego zjawiska określeniem „pęknięć sezonowych". Tymczasem na przełomie pękniętego miejsca (fotografia Nr 1) występują wyraźnie dwie warstwy, a mianowicie wewnętrzna ciemna, utleniona i zewnętrzna błyszcząca, metaliczna — co niezbicie dowodzi, że pęknięcie nastąpić musiało w każdym bądź razie już w czasie hartowania, a podczas odpuszczania powierzchnie nadpęknięte uległy utlenieniu. Gdyby pęknięcie nastąpiło dopiero w czasie magazynowania pocisków, czyli tzw. „sezonowania", powierzchnia rys nie mogłaby być do tego stopnia utleniona.

Istnieje szereg sposobów wykrywania rys i pęknięć w skorupach. Najwięcej rozpowszechniony sposób ujawniania wad, zwłaszcza drobnych pęknięć, polega na wymoczeniu skorup w nafcie i opiaskowaniu. Metoda ta daje zadawalniające wyniki, gdyż po pewnym czasie w miejscu ryski lub pęknięcia występuje wyciek nafty w postaci tłustej plamy, która wskazuje na istniejącą wadę (fot. Nr 1a). Ta metoda da się zastosować jedynie do pęknięć powierzchniowych.



Fot. 1 a.

Inna znów metoda, polegająca na wykwaszaniu skorup, powoduje pogłębienie drobnych pęknięć wskutek korozyjnego działania kwasów. Stosować można rozcieńczony kwas siarkowy, azotowy lub też mieszankę kwasu solnego i siarkowego (tzw. odczynnik Yatsewitcha) w temperaturze 50—60^{0} w przeciągu kilkudziesięciu minut. Wyniki jednak są dość rozbieżne, gdyż uzależnione są od wykwaszania. Nawet w identycznych warunkach działanie kwasów bywa różne a to w zależności od stopnia zanieczyszczenia tworzywa. Okazywało się często, że po wykwaszeniu powstały nowe wgłębienia, podobne do rys, wywołane rozpuszczeniem się żużelków czy też silniejszym, korozyjnym działaniem kwasów na mniej odporne miejsca denek skorupy, co mogło prowadzić do fałszywych wniosków,

zwłaszcza wobec tego, że obserwacja wewnętrzna jest utrudniona. Bywają wypadki, że drobne bruzdy korozyjne były uważane za pęknięcia, a jednak z ryskami lub pęknięciami nic wspólnego nie miały, Zabieg ten, tzw. wykwaszenie skorup, jako powodujący silną korozję metalu, dyfuzję wodoru i późniejsze nieuniknione rdzewienie pomimo najskrupulatniejszego wymywania wodą, należy uznać za bardzo niestosowny i wielce szkodliwy w swoich następstwach.

Wśród nowszych sposobów do ujawniania rys i pęknięć w różnych przedmiotach stalowych zasługują na specjalną uwagę metody magnesowania przedmiotów pośrednio lub bezpośrednio prądem stałym lub zmiennym. Z odnośnej literatury wynika, że zakres zastosowania proszku magnetycznego jest dość ograniczony, zwłaszcza dla przedmiotów o skomplikowanym kształcie i tylko w niektórych wypadkach, zwłaszcza przy wykrywaniu wad powierzchniowych, może dać wyniki pomyślne.

b) Próba makroskopowa Baumanna a wady zasadnicze stali.

Pomimo prostoty tej próby, dokładna analiza obrazu na odbitce, wykonanej na poprzecznym przekroju wywalcowanych prętów, daje nie tylko możność wykrywania wad stali, lecz pozwala również na daleko idące wnioski co do powstawania tych wad i przypuszczalnych braków w wytłoczonych kielichach, zwłaszcza jeżeli spostrzeżenia pokrywają się z wynikami innych badań, jak próbą miseczkową, próbą schodkową, próbą głębokiego trawienia oraz faktycznymi brakami przy produkcji. Na podstawie wyniku próby makroskopowej Baumanna można wadliwy lub też wątpliwy materiał z dalszej produkcji usunąć i zawczasu zapobiec powstawaniu braków.

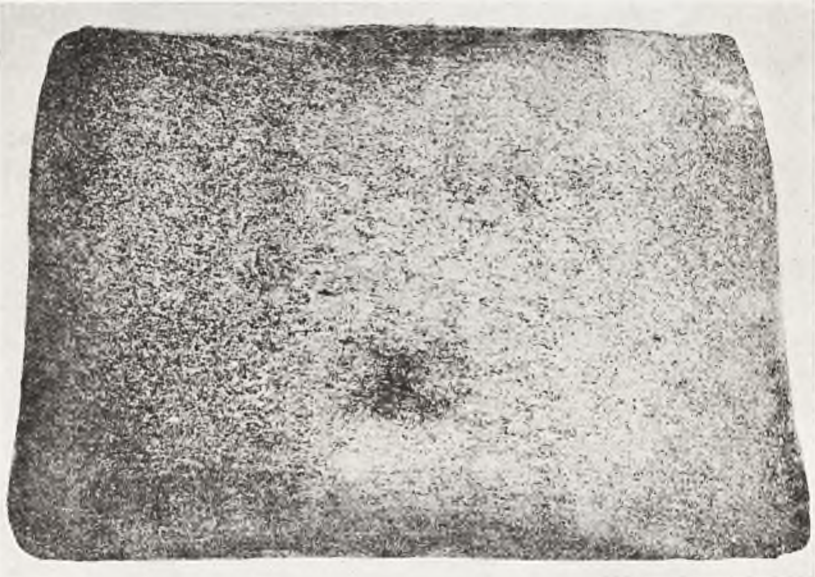
Odbitki Baumanna wykonuje się na przekrojach poprzecznych wywalcowanych rygli czy prętów. Przepisy odbiorcze przewidują sporządzenie odbitek Baumanna z końca dowolnego pręta, oznaczonego literą G (góra). Praktyka jednak wykazała, że ilość prób jest niewystarczająca, zwłaszcza przy wlewkach, odlanych pojedyńczo, by pozwoliła na całkowite wyeliminowanie wadliwych prętów, a w związku z tym — na zmniejszenie ilości braków produkcyjnych. Należałoby więc wykonać odbitki Baumanna na każdym pręcie, co umożliwia należytą ocenę prętów odnośnego wlewka i całego wytopu.

Według obrazu, jaki daje odbitka Baumanna, można je podzielić na trzy zasadnicze grupy, a mianowicie:

1) odbitki wskazujące na niedostateczne obcięcie pręta od strony głowy wlewka, czyli wykrywające jamę usadową lub rzadziznę;

2) odbitki wskazujące na wadę materiału, spowodowaną niewłaściwym prowadzeniem wytopu,

3) odbitki wskazujące na lokalne wady w tworzywie.

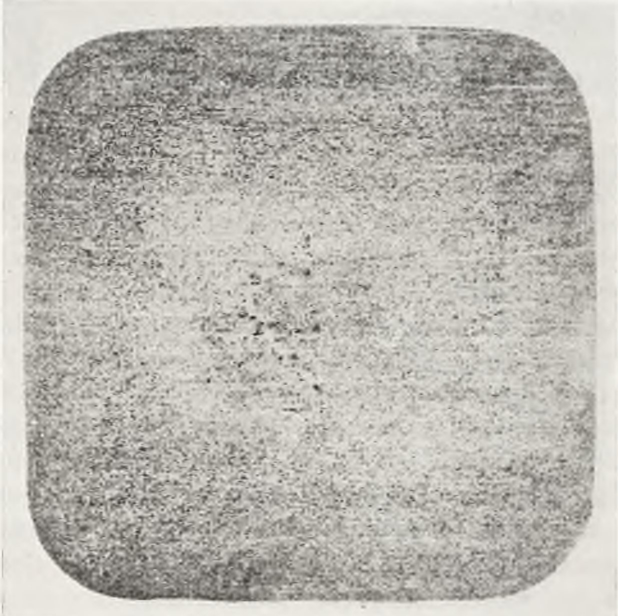


Fot. 2.

Do punktu 1). Do wad pierwszej grupy zalicza się resztki jamy usadowej lub jej ślady jak również i rzadzizny w materiale, pozostawione w pręcie przez nieodpowiednie obcięcie od strony głowy wlewka. Odbitki, wykazujące omawiane wady, umieszczone są na poniższych zdjęciach, a mianowicie fotografia Nr 2 przedstawia resztę jamy usadowej na ryglu, fot. Nr 3 na pręcie wywalcowanym z tego właśnie rygla. Odbitka, wskazująca na rzadziznę materiału, uwidoczniona jest na fotografii Nr 4; charakteryzuje się ona kilkoma ciemnymi punkcikami rozmieszczonymi w środku pręta. Rzadzizna najczęściej występuje we wlewku w bezpośrednim sąsiedztwie jamy usadowej. Jest rzeczą zrozumiałą, że odbitka sporządzona z górnej części pręta pierwszego, oznaczonego literą G, ujawnić może jedynie resztki jamy usadowej, istniejącej ewentualnie jeszcze w tym miejscu, lecz rzadzizna występować może do-



Fot. 3.



Fot. 4.

piero w następnym lub nawet w następnych prętach. Z tego też powodu pożądane jest sporządzenie odbitki Baumanna z każdego pręta, celęm ujawnienia tych utajonych wad w następnych prętach. Powyższe wady zdarzają się stosunkowo rzadko, gdyż stalownie stosują do odlewania specjalnych gatunków stali wlewnice z nadstawkami w celu zmiejszenia jamy usadowej do minimum

Przy tej sposobności należałoby wspomnieć o innym gatunku stali, tzw. „stali twardej" z wyższą zawartością fosforu oraz o trudnościach przy wytapianiu tej stali jak również o brakach, stwierdzonych w czasie odbioru na prętach i na wytłoczonych skorupach.

Skład chemiczny tej stali jest oczywiście zupełnie inny niż stali półtwardej, a mianowicie:

C = 0,60 — 0,70%	wobec	C = 0,30 — 0,40%	stali normalnej
Mn = 0,70 — 0,80%	„	Mn = 0,60 — 0,70%	„ „
P $\leqslant$ 0,09%	„	P $\leqslant$ 0,04	

Przy badaniach wstępnych oraz przy odbiorze na hucie okazało się, że w stali twardej o zawartości około 0,1% P napotyka się na silniejsze likwacje niż to zaobserwowano przy stali półtwardej, co nasunęło przypuszczenie, że w czasie późniejszej produkcji mogą powstać nadmierne ilości braków, zwłaszcza w formie języków, oczek, czy też kropek na denkach. Rozważano szeroko nad sprawą sztucznego wzbogacenia topu w fosfór, czyli zwiększenie poniekąd ilości zanieczyszczeń zawartych w stali. Początkowo wzbogacano top w fosfór przez dodawanie żelazofosforu. Nie zauważono żadnej różnicy między stalą, do której dodawano żelazofosfór do pieca, a stalą, którą wzbogacano w fosfór przez domieszkę żelazofosforu do kadzi. Nadmierne likwacje w formie rzadzizny, ciągnącej się przez kilka prętów, czy też wtórnej jamy usadowej, występującej dopiero w trzecim lub czwartym pręcie, zaobserwowano nie tylko we wszystkich wlewkach tego samego wytopu, lecz również w większym lub mniejszym stopniu we wszystkich wyprodukowanych wytopach, wzbogaconych w fosfór za pomocą żelazofosforu.

Z wykresu podwójnego Fe — P wynika, że zawartość fosforu około 0,1% podnosi temperaturę przemiany alotropowej $\gamma \longrightarrow \alpha$ o blisko 80°, co należy uwzględnić przy ustalaniu temperatury żarzenia skorup. Poza tym stale o wyższej zawartości fosforu są grubokrystaliczne i wykazują objawy kruchości na zimno. Według badań d'Amico, zawartość 0,1% P podnosi wytrzymałość o około 3 kg/mm², twardość—o 4 kg/mm², granicę płynności—o 3,2 kg/mm², przy czym wydłużenie spada o 1% na każdą 0,1% P. Inni autorzy twierdzą, że fosfór posiada znaczne skłonności do likwacji.

Należy rozróżnić dwa rodzaje likwacji fosforu a mianowicie: a) normalną w związku z powstawaniem kryształów mieszanych i różnicy składu chemicznego między dendrytami a tworzywem w przestrzeniach międzydendrytycznych; b) skupienia wszelkich zanieczyszczeń, więc fosforu, siarki i tlenu wewnątrz baniek gazowych. Bańki gazowe powstają wskutek zmniejszania się rozpuszczalności gazów w metalu w czasie krzepnięcia. Rozmieszczenie ich jest zupełnie nieregularne w całym tworzywie. Posiadają one zawsze dążność wypływania ku górze, jeżeli stal jest jeszcze płynna. W czasie krzepnięcia zaś wydzielające się ze stali bańki gazowe zostają otoczone i uwięzione rozrastającymi się dendrytami. Jeżeli płynne i bogate w zanieczyszczenia wnętrze wlewka posiada jakikolwiek kontakt z bańką gazową, to wtenczas wypełnia ją skutkiem ciśnienia ferrostatycznego. Poza tym ciecz macierzysta, bogatsza w różne domieszki, wypełnia przestrzeń międzydendrytyczną, a wskutek nierównomiernej wymiany koncentracji w czasie krzepnięcia powstaje struktura warstwowa i fosfór występuje nieraz w formie żył fosforków na granicach ziarn ferrytu. W miarę wzrostu wielkości wlewka wzrasta również skłonność do powstawania likwacyj, gdyż przy większych wlewkach wzrasta nie tylko czas krzepnięcia, lecz również różnica temperatur między brzegiem a rdzeniem. Różni badacze stwierdzili, że stopień likwacji fosforu jest tylko nieco mniejszy niż siarki, a znacznie większy od węgla i manganu. Dalej, likwacje wzrastają ku środkowi wlewka w miarę zwiększania się przekroju bloku. W ścisłym związku z likwacją stoją również i bańki gazowe. Według Keila i Wimmera, skład chemiczny tworzywa baniek gazowych odznacza się przede wszystkim wysoką zawartością fosforu, która wynosi około 200%, siarki około 150%, a tlenu do 50% powyżej przeciętnej zawartości tych składników w tworzywie otaczającym. Poza tym likwacja fosforu i siarki w bańkach gazowych będzie tym większa, im większa jest likwacja całego wlewka, które to zjawisko znów uzależnione jest od stopnia uspokojenia stali.

Uwzględniając tę zdolność likwacyjną fosforu oraz przypuszczenie, że domieszki żelazofosforu do pieca martinowskiego trudniej shomogenizować, by nie pozostała większa lokalna koncentracja fosforu w topie, odgrywająca w czasie krzepnięcia rolę ośrodka krystalizacji, przystąpiono do wytapiania stali w sposób odmienny. Zamiast wzbogacenia gotowego topu w fosfór przez dodawanie żelafofosforu—dobierano odpowiedni wsad, przetapiając surówkę o z góry ustalonej wyższej zawartości fosforu, co dało gwarancję dobrej dy-

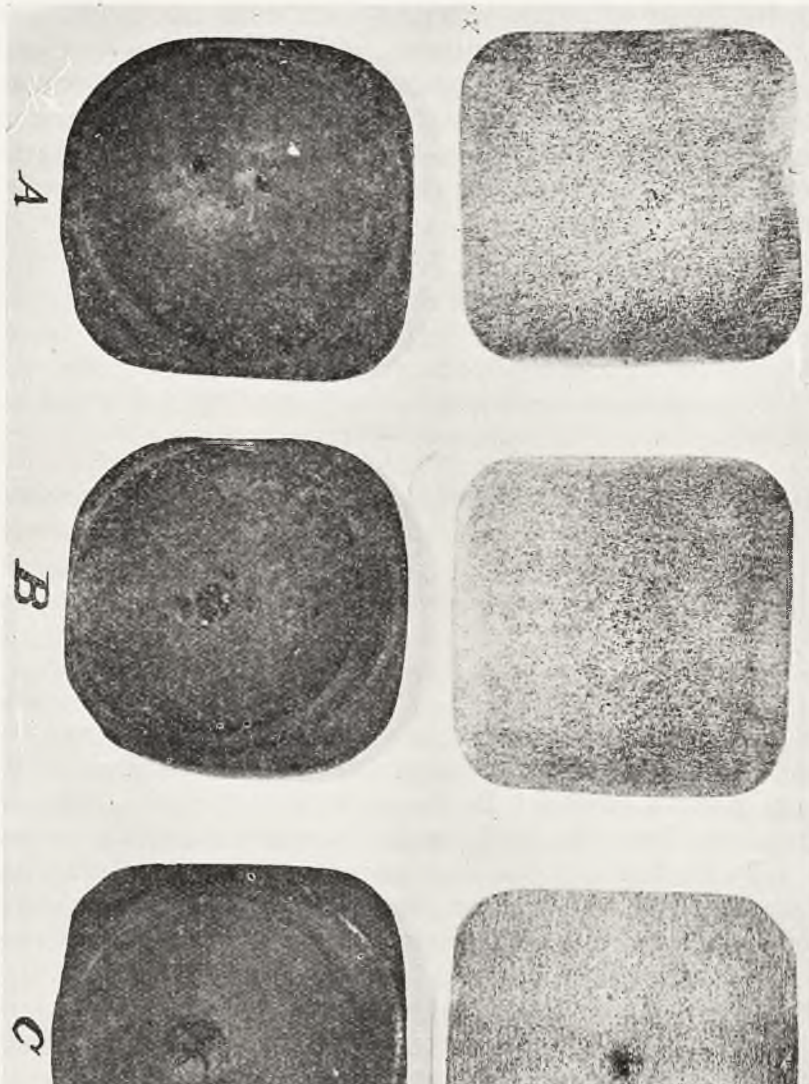
spersji tego składnika w tworzywie. Wytop prowadzono w ten sposób, by zawartość fosforu w kąpieli metalicznej nie spadła poniżej 0,1%. Przy odbiorze wewnętrznym w hucie stwierdzono na podstawie odbitek Baumanna, próby miseczkowej i trawienia odczynnikiem Oberhoffera, że stopień likwacji był znacznie mniejszy, że długość jamy usadowej się zmniejszyła, że rzadzizna znikła przypuszczalnie dlatego, iż fosfór znalazł się teraz w znacznie równomierniejszej dyspersji niż przedtem.

Celem przekonania się, do jakiego stopnia wpływa sposób wzbogacenia wytopu w fosfór różnymi sposobami na jakość wytłoczonych kielichów oraz, czy wynik próby Baumanna i miseczkowej pokrywa się z przypuszczalnym wynikiem praktycznym, poddano trzy pręty kwadratowe o wymiarach 100×100 mm z trzech różnych wytopów próbie tłoczenia. Wybrano

wytop	A	pręt	Nr	2	z wlewka	Nr	8	z dodatkiem żelafosforu do pieca.
„	B	„	„	3	„	„	2	bez dodatku żelazofosforu; wsad był bogaty w fosfór.
„	C	„	„	3	„	„	3	z dodatkiem zelazofosforu do kadzi.

Pręty łamano na bloczki o ciężarze 19,6 kg, numerowano je rozpoczynając od górnej części pręta, czyli pochodzącej z górnej części wlewka. Odbitki Baumanna i wygląd próby miseczkowej przedstawia fotografia Nr 5. Istniało pewne zastrzeżenie jedynie co do pręta Nr 3 z wytopu C z powodu wyraźnego śladu likwacji w środku bloku. Otrzymane bloczki podzielono na dwie grupy, a mianowicie: w pierwszej grupie zebrano wszystkie bloczki z trzech prętów z numerami parzystymi, w drugiej zaś z numerami nieparzystymi. Celem ustalenia wpływu temperatury tłoczenia na ilość i charakter braków, postanowiono wytłoczyć bloczki o numerach nieparzystych w warunkach normalnych, tj. w temperaturze około 1100^0, bloczki zaś o numerach parzystych — przy wyższej temperaturze, tj. około 1200^0.

Niektóre bloczki tłoczone przy wyższej temperaturze wykazały miejsca spalone. Po tłoczeniu zakopano je w piasku, gdzie wolno stygły, po czym poddano je dokładnemu przeglądowi. Wynik był następujący:



Fot. 5.

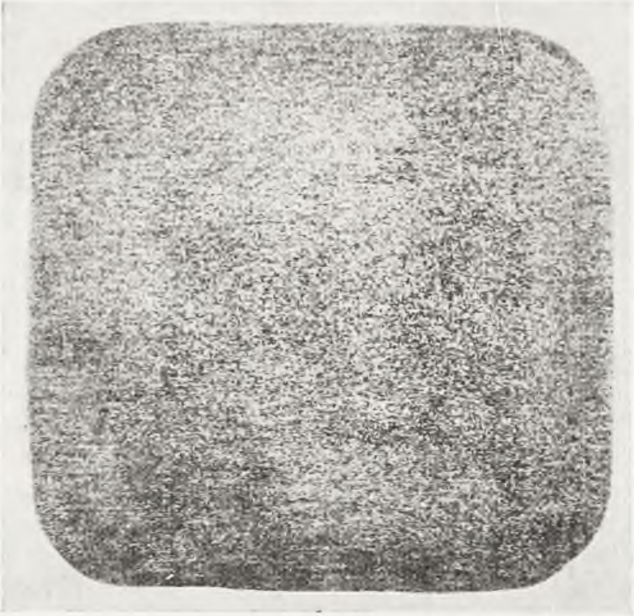
Wytop	A	temp.	tłoczenia	1100°	dobrych	6,	braków	2 = 25%
„	A	„	„	1200°	„	9,	„	0 = 0
„	B	„	„	1100°	„	9,	„	0 = 0
„	B	„	„	1200°	„	9,	„	0 = 0
„	C	„	„	1100°	„	3,	„	7 = 70%
„	C	„	„	1200°	„	6,	„	3 = 30%

Powyższe praktyczne doświadczenie wykazało, że istnieje faktycznie różnica pomiędzy poszczególnymi wytopami, a mianowicie: wytop A — z domieszką żelazofosforu do pieca, ze względnie dobrą odbitką Baumanna wykazał 25% braków przy tłoczeniu w temperaturze około 1100°, a 0% braków w temperaturze 1200°. Następnie wytop C z domieszką żelazofosforu do kadzi, gdzie oczywiście zachodziło najgorsze mieszanie fosforu, z bardzo wyraźną i silną likwacją w środku wlewka, wykazał 70% braków przy 1100°, a 30% braków przy wyższej temperaturze. Najlepiej przedstawia się wytop B (bez domieszki żelazofosforu) o bardziej jednorodnym rozmieszczeniu likwatów, który wykazał zarówno przy 1100° jak i przy 1200° zero % braków. Jak przewidywano, wady występowały w formie por i kropek na denku, jako szczeliny w komorze oraz jako oczka i języki na wewnętrznej ścianie skorupy. Poza tym okazało się, że wyższa temperatura tłoczenia jest korzystniejsza.

Resztki jamy usadowej, rzadzizny itp. występujące w środkowej części bloczka, a które wykrywa próba Baumanna, zalicza się do najniebezpieczniejszych w swoich skutkach wad stali, ponieważ pozostają po wytłoczeniu w dnie skorupy. Jak wiadomo, dno skorupy podczas strzału narażone jest na bezpośrednią styczność z gazami prochowymi. Przy dużym ciśnieniu płomień może przez otwory lub kanały jamy usadowej przedostać się do wnętrza skorupy, napełnionej materiałem wybuchowym i spowodować przedwczesny wybuch w lufie.

W związku z resztą jamy usadowej czy też rzadzizną występują nieraz drobne kropki na zewnętrznej, splanowanej płaszczyźnie denka skorupy. Kropki te uważać można za drobne żużelki wyciągnięte w kierunku walcowania, czasem o minimalnej głębokości sięgającej zaledwie do jednej lub kilku dziesiątych milimetra, gdyż po dodatkowym splanowaniu płaszczyzny przeważnie zanikają w tym miejscu. Występować mogą jednak w innym miejscu. Kropki te o kolorze ciemno-szarym ugrupowane są przeważnie w środkowej części pręta albo bloczka i występują prawie że wyłącznie na denkach skorup o większej średnicy, tj. 120, 155 mm itd., to znaczy

w tworzywie o znacznie mniejszym stopniu przewalcowania. Żużelki te nie są groźne i nie powinny być uważane za braki, jeżeli ilość ich jest niewielka, a są one równomiernie rozłożone w całym tworzywie, co wskazywałoby tylko na zwykłe zażużlenie tworzywa; w razie większego stopnia przewalcowania, żużelki te byłyby znacznie mniej widoczne. Przeciwnie zaś, w razie silniejszego skupienia w pobliżu osi pręta wskazywałyby znów na resztę jamy usadowej. Bywały wypadki — przeważnie na skorupach o mniejszej średnicy — że na zewnętrznej stronie denka ledwo widoczna była mała kropka lub otwór drobnego kanału. Dopiero po przecięciu denka ujawnił się duży pęcherz, niby kawerna, jako reszta jamy usadowej.



Fot. 6.

Reszty jamy usadowej, zwłaszcza w formie wyraźnych likwacyj, uwidaczniają się na przełomie prętów czy też bloczków. Prawidłowy przełom powinien być równy, nie posiadać żadnych wklęsłych lub wystających miejsc. Pozostałość jamy usadowej lub nawet jej ślady uwidaczniają się na przełomie bloczka w postaci rozwarcia zwykle w formie podłużnej czy też gwiaździstej. Jednak najlepiej wykrywa się resztki jamy usadowej czy też rzadziznę lub osiowe skupienie siarczków — próbą Baumanna.

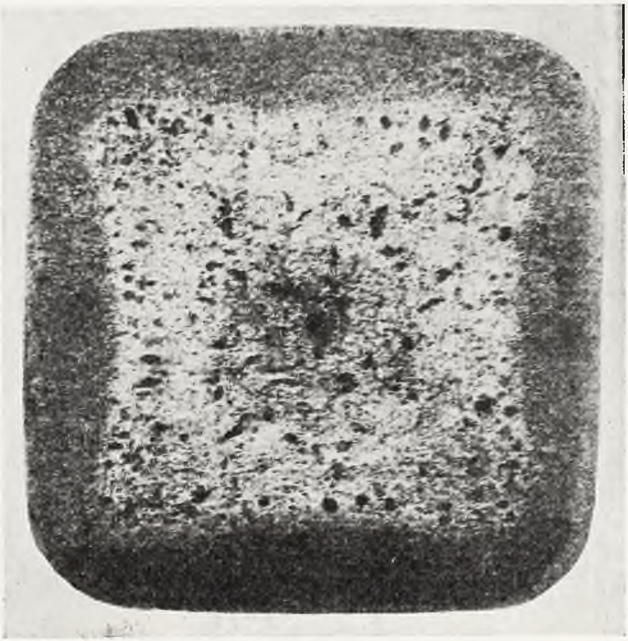
Do punktu 2). Nie zawsze występują skupienia siarczków a wraz z nimi i inne wtrącenia niemetaliczne w środkowej części pręta lub bloczka; bardzo często zjawiają się one w formie kwadratu, ułożonego między brzegiem a środkiem pręta, jak to uwidocznione jest na zdjęciach przedstawiających kolejno odbitkę Baumanna normalnego, czystego tworzywa (fot. Nr 6), następnie odbitkę o słabo widocznym kwadracie zanieczyszczeń, czyli ciemniejszego pasma okalającego środek materiału (fot. Nr 7), a wreszcie odbitkę o wybitnych zanieczyszczeniach i bańkach gazowych, rozmieszczonych wewnątrz kwadratu (fot. Nr 8).



Fot. 7.

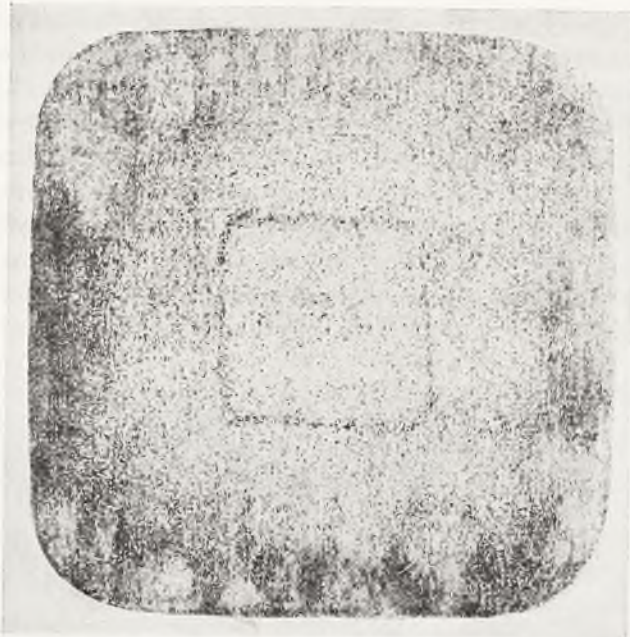
Istnienie tego kwadratu, zawierającego znaczne ilości zanieczyszczeń, stoi w ścisłym związku z przebiegiem krzepnięcia stali po odlaniu do wlewnic. Pierwsze krzepnięcie zachodzi już w czasie wypełniania wlewnicy, a mianowicie w miejscach zetknięcia się płynnej stali ze ściankami zimnej wlewnicy. Powstaje więc stosunkowo cienka warstwa tzw. kryształów mrożonych o budowie drobnokrystalicznej, globulitycznej. W drugiej fazie krzepnięcia powstaje następna warstwa, a mianowicie—kryształów długich, iglastych

tzw. „dendrytów", narastających bezpośrednio od warstwy kryształów mrożonych. W tym okresie krzepnięcia przeważa wpływ szybkości krystalizacji, a zjawisko powstawania dendrytów, prostopadłych do powierzchni chłodzącej, nazywa się transkrystalizacją. Ta transkrystalizacja uzależniona jest od temperatury odlewu, szybkości odlewania, przekroju i grubości wlewnicy oraz składu chemicznego. Narastające dendryty o wielkiej czystości wypychają w kierunku do środka wlewka zawarte w cieczy zanieczyszczenia niemetaliczne, gdzie zbierają się one w pozostałej ciekłej części. Jako składniki o mniejszym ciężarze właściwym, niższej gęstości i niższej temperaturze krzepnięcia wypływają do góry, tworząc w górnej części

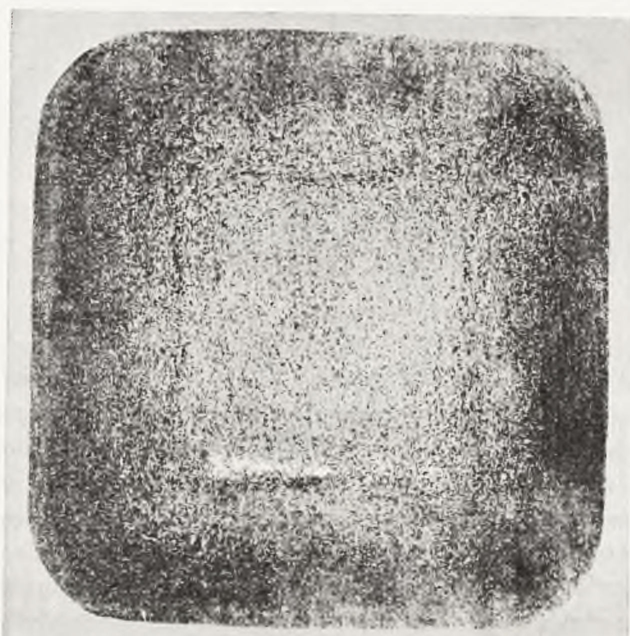


Fot. 8.

wlewka jamę usadową. Ruchowi podnoszenia się cieczy, zawierającej dużo zanieczyszczeń, powinien odpowiadać znów ruch opadania pewnych części cieczy o wyższej gęstości i czystości, tworzącej w czasie krzepnięcia czystsze kryształy. W czasie wznoszenia się, zanieczyszczenia zostają częściowo zatrzymane w różnych miejscach przez kryształy, powstające wewnątrz wlewka, a w ten sposób powstaje stożkowa strefa zanieczyszczeń w pionowym przekroju wlew-

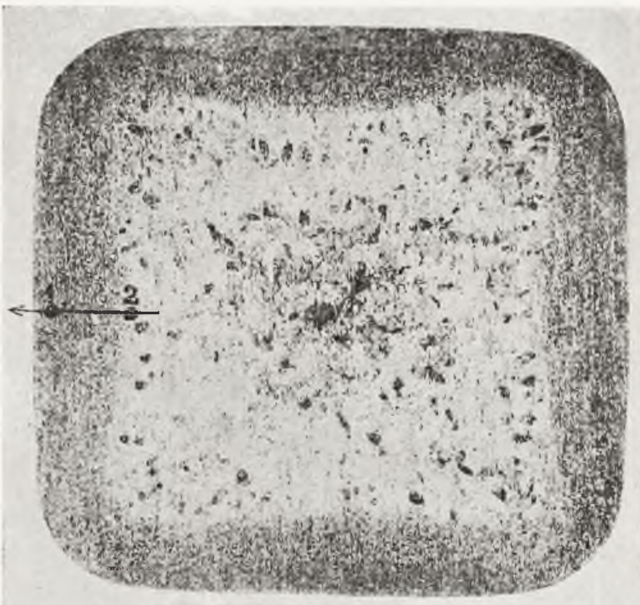


Fot. 9.



Fot. 10.

ka. Narastanie dendrytów trwa tym dłużej, im czas stygnięcia jest dłuższy, a tym samym strefa narośniętych dendrytów, czyli strefa transkrystalizacyjna, jest grubsza przy dłuższym stygnięciu wlewka; przy czym wtrącenia niemetaliczne zostają wtedy daleko wypchnięte do środka. Jeżeli przekrój wlewka jest mały, to iglasta budowa może nieraz zajmować cały przekrój, lecz przeważnie przechodzi ona jeszcze w strefę tzw. dendrytów różnokierunkowych, czyli „kryształów wolnych" powstających w trzecim okresie, tj. w czasie wolnego krzepnięcia i tworzących warstwę przejściową pomiędzy strefą transkrystaliczną a wewnętrzną globulityczną. Wszelkie zanieczyszczenia,



Fot. 11.

jak żużle, tlenki, siarczki, fosforany itp. wypychane przez narastające dendryty strefy transkrystalizacyjnej, z chwilą zetknięcia się tej strefy ze strefą globulityczną, środkową, zostają umiejscowione na pograniczu tychże. Grubość warstwy dendrytycznej, jak już wspomniano, uzależniona jest od temperatury stali w chwili rozlewania, a na odbitce Baumanna kwadrat zanieczyszczeń dokładnie określa umiejscowienie tych zanieczyszczeń i wskazuje na temperaturę rozlewu stali. Materiał gorący lany posiadać będzie warstwę transkrystalizacyjną grubszą, czyli kwadrat zanieczyszczeń posunięty będzie

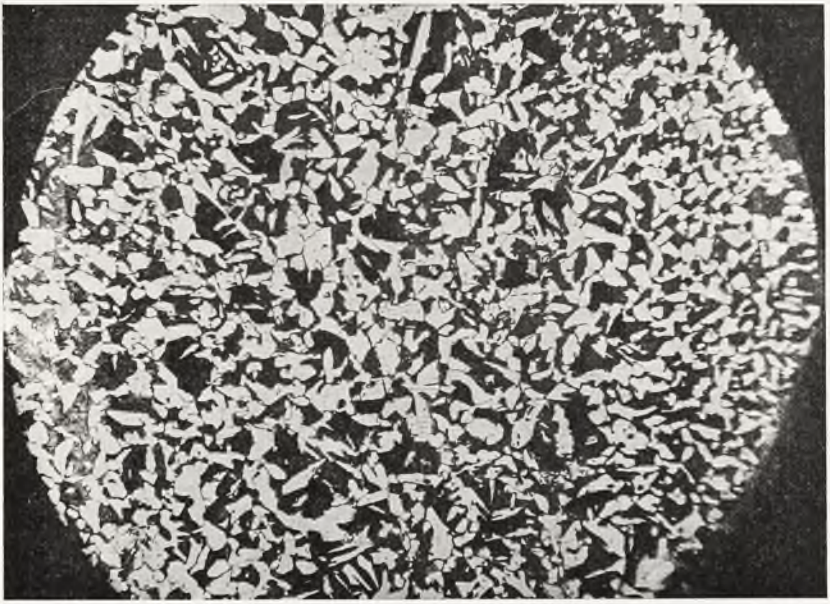
daleko do środka; odwrotnie znów, materiał zimniej lany posiadać będzie warstwę dendrytyczną cieńszą, a kwadrat zanieczyszczeń znajdować się będzie bliżej brzegu wlewka, jak to przedstawiają fot. Nr 9 i 10. Z fotografij kwadratów zanieczyszczeń widać, że sam kwadrat nie posiada idealnej formy geometrycznej, lecz kształt o bokach wklęsłych, występujących bardziej wyraźnie na fot. Nr 8, a to na skutek szybszego odprowadzenia ciepła przez zaokrąglone narożniki wlewnicy.

Badania metalograficzne wyciętych zgładów dały cenny materiał i potwierdziły niemal w zupełności powyższe przesłanki. Wycięto próbkę na przekroju 1 — 2 powierzchni (fot. Nr 11) i zbadano na zgładzie równoległym do kierunku walcowania miejsce, oznaczone numerem 1 — (strefa kryształów mrożonych) oraz miejsce Nr 2—położone na samej granicy strefy dendrytycznej. Również pobrano wióry do analizy chemicznej z miejsc odpowiadających Nr 1 i 2. Analiza chemiczna wykazała znaczną różnicę w zawartości węgla, siarki i fosforu między przeciętną analizą tworzywa oraz miejscami Nr 1 i 2.

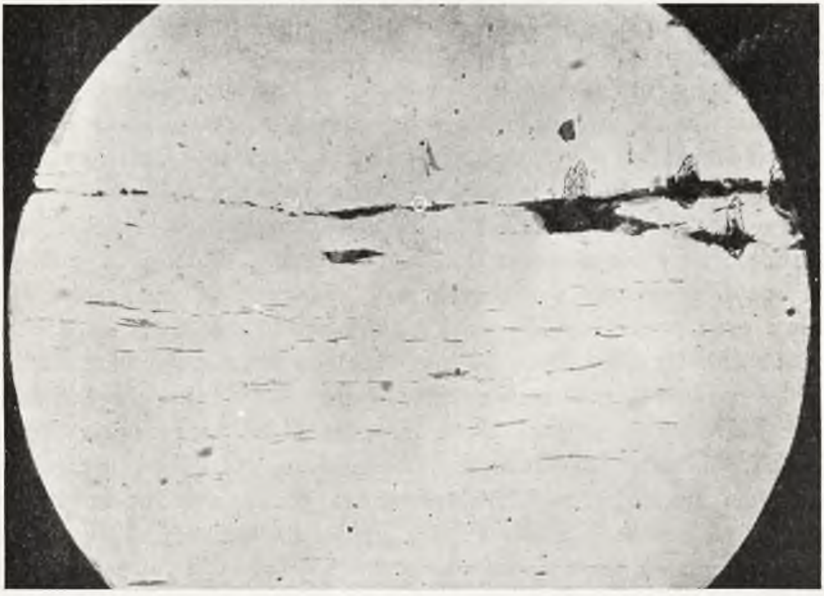
Przeciętna analiza wytopu:	C = 0,38%,	S = 0,035%,	P = 0,03%
" miejsca Nr 1	C = 0,365%,	S = 0,022%,	P = 0,025%
" " Nr 2	C = 0,45%,	S = 0,050%,	P = 0,048%

Likwacja węgla, siarki i fosforu na granicy strefy transkrystalizacyjnej (miejsce Nr 2) jest bardzo znaczna i wynosi dla $C = 24\%$ dla $S = 130\%$ a dla $P = 100\%$ w stosunku do miejsca Nr 1. Powyższa różnica w składzie chemicznym znajduje swoje potwierdzenie w różnicy strukturalnej. W miejscu Nr 1, tzn. w strefie kryształów mrożonych (globulitów), występuje struktura drobnoziarnista — fot. Nr 12—pow. 100x, bez jakichkolwiek warstwowości i śladów zanieczyszczeń, przy czym przeważa ilość ferrytu. W miejscu zaś ozn. Nr 2, czyli w pasmie zanieczyszczeń, widoczne są niezgrzane bańki gazowe oraz pasma większych i mniejszych żużelków, uwidocznionych na fot. Nr 13—pow. 100 x w stanie nietrawionym oraz na fot. Nr 14 — pow. 100 x w stanie trawionym. Wyraźnie widać, jak pasmo z likwacjami znajduje się w bezpośrednim sąsiedztwie dużych kryształów iglastych. Nieco dalej, w kierunku środka pręta napotykamy na strukturę, w której przeważa perlit z powodu likwacji węgla; struktura ta (fot. Nr 15) wskazuje na znacznie wyższą zawartość węgla, a mianowicie około 0,50%.

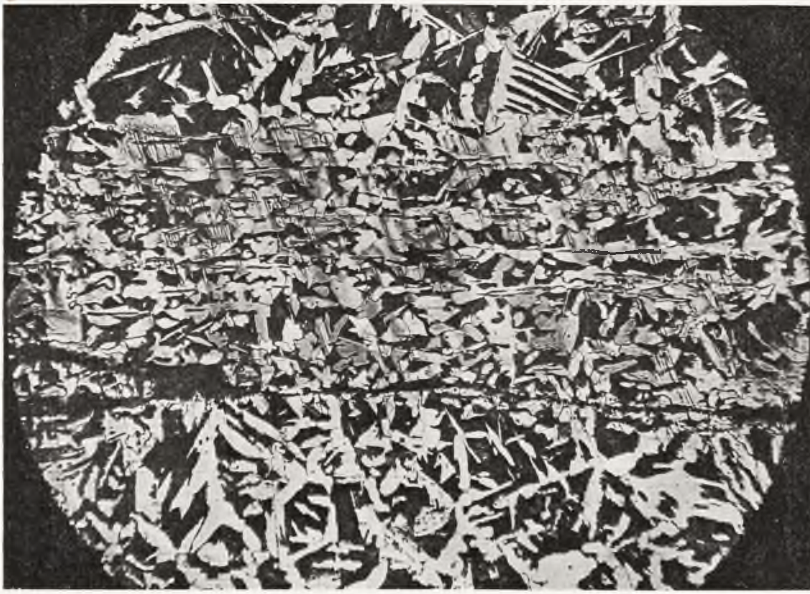
Według obowiązujących przepisów odbiorczych próbki mechaniczne pobiera się z prętów w pobliżu środka przekroju (tzw. prób-



Fot. 12.



Fot. 13.



Fot. 14.



Fot. 15.

ka a) oraz z krawędzi (próbka b). Celem uniknięcia ewentualnego przedostania się resztki jamy usadowej w razie centrycznego wycięcia walca do próbki wytrzymałościowej, co mogłoby ujemnie wpłynąć na własności mechaniczne, wycina się nieraz próbkę nieco dalej od środka, przesuwając się tym samym mimowoli w strefę zanieczyszczeń. Porównując wyniki prób mechanicznych w stanie wyżarzonym (znormalizowanym), uderza często fakt, że jedna z trzech prób posiada wyższą wytrzymałość R_r i niższe wydłużenie A, pomimo że normalizacja wszystkich próbek odbywa się w identycznych warunkach. W tablicy Nr 3 znajduje się zestawienie własności mechanicznych poszczególnych prób kilku wytopów.

Tablica Nr 3

Wytop	Nr próbki	Q kg/mm²	R_r kg/mm²	A%	Skład chemiczny C%	Mn%	Si%	Cr%
1	Gb	38,2	59,9	22,0	0,36	0,60	0,29	0,08
	Ga	44,6	66,3	18,0				
	D	35,7	57,4	23,8				
2	Gb	40,7	63,7	21,0	0,40	0,72	0,27	0,09
	Ga	44,6	70,0	19.1				
	D	38,6	61,1	23,7				
3	Gb	40,5	63,4	22,0	0,39	0,68	0,30	0,12
	Ga	45,5	68,3	20,8				
	D	40,0	59,4	24,3				
4	Gb	44,6	61,1	25,0	0,37	0,62	0,25	0,16
	Ga	48,4	68,8	22,4				
	D	42,6	57,4	26,0				
5	Gb	40,8	63,7	22,7	0,38	0,68	0,31	0,11
	Ga	43,6	67,5	20,0				
	D	39,4	58,6	25,8				

Powyższe zestawienie wykazuje, że próbki mechaniczne pobrane nie z geometrycznego środka, lecz z tego miejsca przekroju, gdzie się mogła znajdować daleko ku środkowi przesunięta strefa likwacji, posiadają wyższą wytrzymałość i niższe wydłużenie. Również na przełomach stwierdzono ślady drobnych zanieczyszczeń.

Wspomniane nieregularności we własnościach wytrzymałościowych uwarunkowane były obecnością większej zawartości węgla i likwacji, a znajdują również swoje potwierdzenie w podobnych różnicach twardości Brinella mierzonej na przekrojach poprzecznych skorup według poniżej umieszczonego schematu.

Tablica Nr 4

Nr skorupy	miejsce	miejsce pomiaru				
		1	2	3	4	5
1	zewnątrz	262	260	258	258	256
	środek	268	268	268	272	266
	wewnątrz	262	262	265	266	262
2	z	247	250	250	254	252
	ś	264	262	262	268	262
	w	258	256	256	254	254
3	z	247	254	254	254	250
	ś	265	268	272	278	270
	w	254	260	265	258	260
4	z	268	265	268	268	265
	ś	280	278	280	282	278
	w	270	268	274	273	268
5	z	262	265	262	262	265
	ś	265	272	276	270	268
	w	280	280	282	278	276
6	z	247	250	250	254	252
	ś	256	258	254	254	254
	w	258	262	262	266	268
7	z	262	262	268	258	262
	ś	270	270	278	276	272
	w	278	276	280	278	280

Z powyższej tabeli wynika, że najniższą twardość posiada strefa zewnętrzna z uwagi na czystsze i miększe tworzywo w pasie kryształów mrożonych. Środkowa strefa wykazała już znacznie wyższą twardość, gdyż pomiary wykonano już w pasie transkrystalizacyjnym, a znów mniejszą twardość posiadają warstwy wewnętrzne za wyjątkiem skorup Nr 5, 6, 7, gdzie widocznie strefa transkrystalizacyjna była zbyt daleko posunięta do środka wlewka i przy tłoczeniu, z powodu rozciągania się tworzywa, znalazła się tuż pod wewnętrzną płaszczyzną ścianki.

Oprócz likwacji węgla, siarki, fosforu, tlenu itp. w strefie transkrystalizacyjnej umiejscowione mogą być również niezgrzane pęcherze lub bańki gazowe, występujące na odbitce Baumann'a jako więk-

sze, ciemne plamy, uwidocznione na fot. Nr 8 i 11. Ilość baniek gazowych we wlewkach zależna jest od temperatury prowadzenia wytopów, gdyż gorący bieg pieca powoduje większą zdolność stali do rozpuszczania gazów; a także od składu chemicznego, ponieważ wyższa zawartość węgla ujemnie wpływa na rozpuszczalność gazów.

Typowych zjawisk większego skupienia baniek gazowych w strefie transkrystalizacyjnej lub dalej wysuniętej do środka wlewka, podobnych do fotografij Nr 8 i 11 prawie że nie spotykano w ostatnich latach, wobec czego zbytecznym byłoby daleko rozwodzić się nad różnymi teoriami o rozpuszczalności gazów w stali oraz odlewaniem stali. Istnienie większych skupień baniek gazowych byłoby tylko dowodem nieodpowiedniego prowadzenia wytopu, niewłaściwej temperatury odlewania oraz niedostatecznego odtlenienia stali.

Do braków często spotykanych w wytłoczonych skorupach zalicza się tzw. języki i oczka występujace w formie podłużnych, wyciągniętych elips, jak to przedstawia fotografia Nr 16. Języki czy oczka, nieraz w większej ilości na jednej i tej samej skorupie, rozmieszczone są nierównomiernie po wewnętrznej ściance skorupy, a występują one przeważnie w większej ilości w odnośnym wytopie. Wady te stoją w ścisłym związku z obecnością niezgrzanych baniek gazowych i umiejscowieniem ich w pewnej odległości od krawędzi pręta, jak to praktycznie udowodniono.

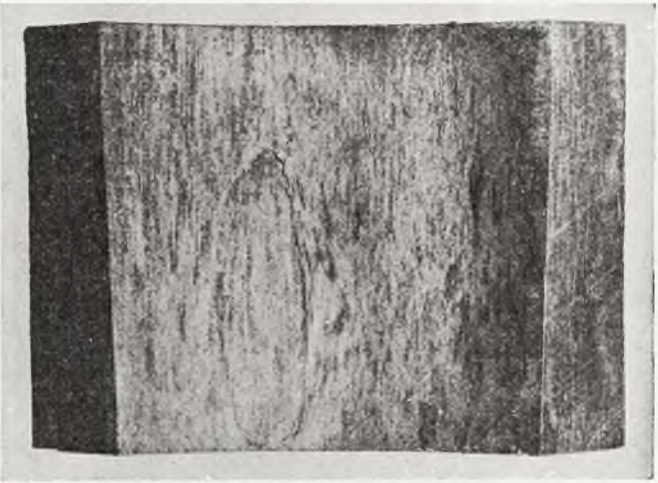
Bańki gazowe, występujące we wlewkach, podzielić można na dwie grupy, a mianowicie:

a) bańki gazowe zanieczyszczone, tzn. wypełnione różnymi zanieczyszczeniami, jak żużlem, siarczkami itp., niezgrzewającymi się w czasie obróbki mechanicznej na gorąco;

b) bańki gazowe czyste, o metalicznej wewnętrznej powierzchni, zgrzewające się przy obróbce mechanicznej na gorąco; jednak bańki te mogą być otoczone zanieczyszczeniami niemetalicznymi.

Likwacje zanieczyszczeń wlewków są ściśle związane z obecnością baniek gazowych, gdyż wydzielone w czasie krzepnięcia wlewka bańki lub pęcherze gazowe zostały uwięzione w tzw. kwadracie zanieczyszczeń przez narastające kryształy. Środkowa część odbitki, a więc miejsce odpowiadające strefie globulitycznej, środkowej części wlewka oraz brzeg, czyli warstwa kryształów mrożonych— pozostają normalnie czyste. Szybko stygnące warstwy wepchnęły zanieczyszczenia i bańki gazowe do płynnego środka, który najpóźniej krzepnąc nie przeszkadzał dążeniu baniek gazowych i zanieczyszczeń ku górze wlewka, tworząc tam jamę usadową.

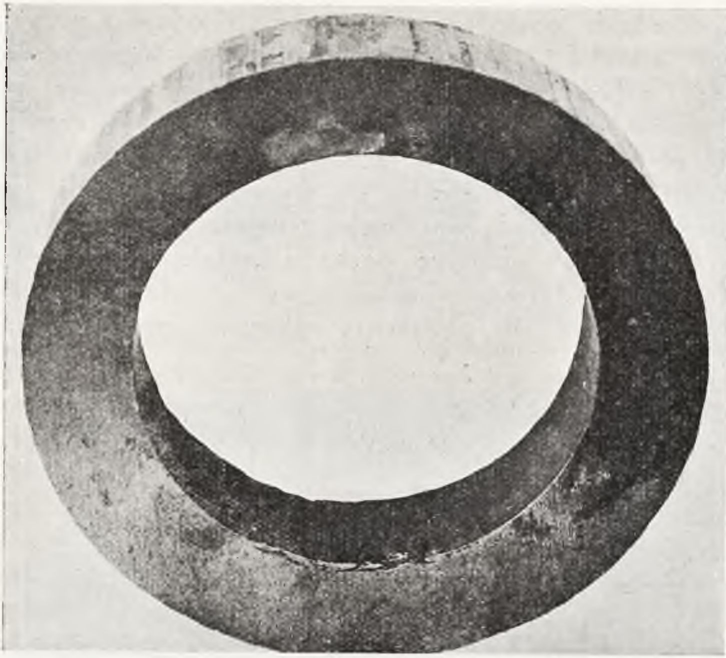
Bezpośrednim powodem powstawania języków i oczek na wewnętrznych ściankach wytłoczonych skorup są bezsprzecznie niezgrzane, tzn. wewnątrz zanieczyszczone pęcherze gazowe, umiejscowione w pewnej odległości od krawędzi bloczka, W czasie tłoczenia, czyli płynięcia tworzywa, zostały one wydłużone nabierając wtedy kształt elips, a w niektórych wypadkach tłocznik mógł naderwać cienką, metaliczną warstewkę powierzchniową. W ten sposób otrzymujemy wspomniane oczka o kształcie pełnej elipsy, czy też języki, jeżeli naderwanie pęcherza wyciągniętego w formie elipsy było tylko częściowe. Na podstawie wyglądu i umiejscowienia, tzw.



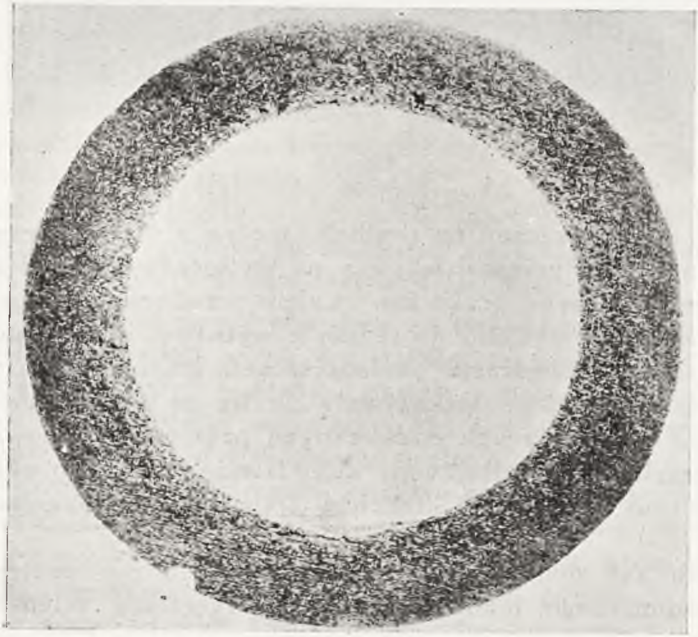
Fot. 16.

kwadratu zanieczyszczeń na prętach, można z dużym prawdopodobieństwem z góry przewidzieć, czy na wytłoczonych kielichach mogą się ujawnić języki, oczka itp. Celem przekonania się o słuszności tej diagnozy przysłano do jednej z wytwórni kilka prętów o charakterystycznym kwadracie zanieczyszczeń, stwierdzonym na odbitkach Baumanna, które wskazywały na to, że w skorupach, wytłoczonych ze wspomnianych podejrzanych prętów, występować muszą oczka i języki. Po wytłoczeniu kilkudziesięciu skorup okazało się, że faktycznie większość kielichów posiadała wspomniane wady i braki.

Jeżeli zaś tłoczenie skorupy odbyło się nie centrycznie, to oprócz nadmiernego, jednostronnego nadwyrężenia ścianki cieńszej

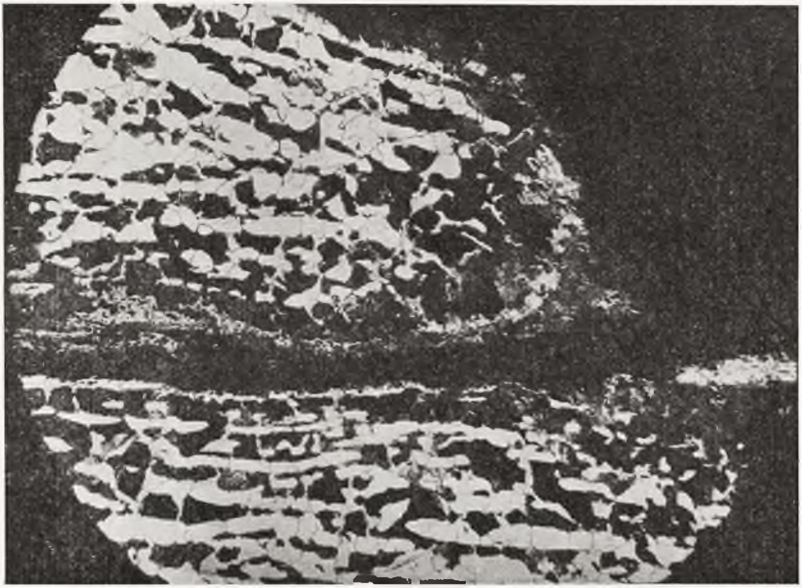


Fot. 17.



Fot. 18.

i pomimo korzystnego układu strefy zanieczyszczeń mogą powstać języki i oczka, gdyż pęcherzyki gazowe, umiejscowione w formie centrycznego pierścienia wewnątrz skorupy, zostałyby w miejscu o najmniejszej grubości odsłonięte. W tym wypadku odbitka Baumanna wykazałaby również ekscentryczny układ likwidacji na pierścienie.

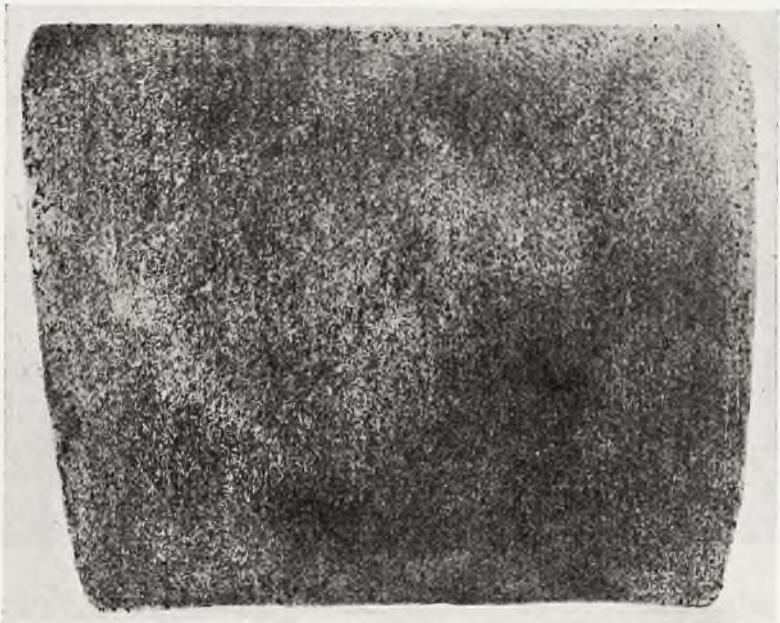


Fot. 19.

Powracając jeszcze do sprawy języków i oczek, na fot. Nr 17 widzimy wycięty pierścień skorupy z przeciętym językiem. Na odbitce Baumanna tego pierścienia występują widoczne likwacje i pęcherzyki gazowe tuż pod wewnętrzną powierzchnią skorupy (fot. Nr 18) a wycięty zgład z językiem w stanie trawionym uwidoczniony jest na fot. Nr 19 przy 100$\times$pow.

Znacznie częściej za to spotykamy zjawisko pęcherzy podskórnych, występujące na odbitce Baumanna jako sznur drobnych, ciemnych punkcików na obwodzie przekroju pręta. Na fot. Nr 20 przedstawiona jest odbitka Baumanna wywalcowanego rygla z typowymi bańkami gazowymi podskórnymi; na fot. Nr 21 zaś odbitka Bau-

manna wywalcowanego pręta 100 × 100 m/m z tego samego rygla. Pęcherze podskórne są typowym zjawiskiem zbyt gorąco odlanej stali, gdyż gazy, zawarte w stali, w chwili zetknięcia się z zimną ścianą wlewnicy nie zdążyły jeszcze wydostać się i zostały zatrzymane w strefie kryształów mrożonych. Na fot. Nr 22 uwidoczniony jest szereg baniek gazowych podskórnych umiejscowionych wśród globulitów przy 50 × powiększeniu. Wady te zakwalifikują ma-

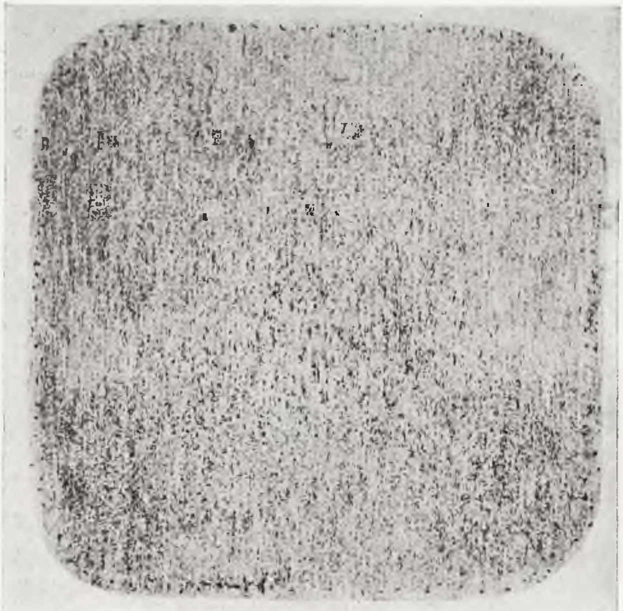


Fot. 20.

teriał jako niezdatny do dalszej przeróbki na skorupy, gdyż po obróbce mechanicznej występować mogą w zależności od rodzaju, gęstości i grubości warstwy zewnętrznej pęcherzyków, pojedyncze, czy nawet całe siatki rys i cieni na powierzchni skorupy.

Jeżeli stal zbyt gorąco rozlano syfonowo, to oczywiście wszystkie cztery wlewki, pochodzące z pierwszego spodka, posiadają wspomnianą wadę, gdyż wtedy stal jest przy odlaniu pierwszego spodka gorętsza niż przy drugim lub trzecim. Przy odlewaniu pojedynczych wlewków ilość wadliwych wlewków bywa różna, gdyż należy uwzględ-

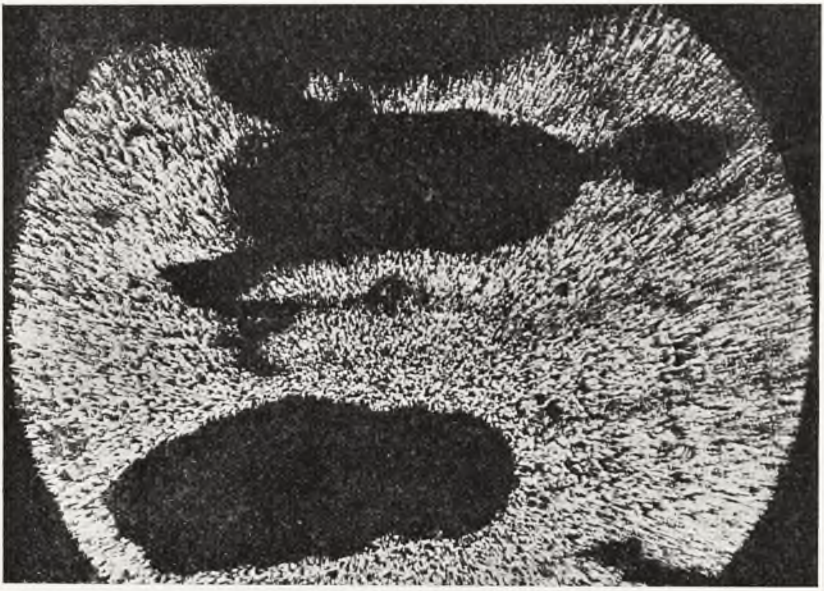
nić średnicę i wysokość wlewnicy oraz czas samego odlewania. Często jednak zauważano, że nie wlewki z pierwszego spodka wykazuj- pęcherze podskórne, lecz pojedyncze wlewki, pochodzące z którego-kolwiek bądź spodka lub przy pojedynczym odlewaniu, bez względu na kolejność wlewków.



Eot. 21.

Taki wypadek nie ma oczywiście nic wspólnego z wyższą lub niższą temperaturą stali i wskazałby raczej na niedostateczne oczyszczenie i przygotowanie wewnętrznej powierzchni wlewnicy przed odlaniem stali albo też na stare, zużyte wlewnice o nierównej powierzchni wewnętrznej. Również i inny czynnik może być powodem powstawania lokalnych baniek gazowych, podskórnych w pojedynczych wlewkach. Przy niedbałym lub nierównomiernym wylakierowaniu wlewnic zajść mogą lokalne zaburzenia, a powstałe wskutek tego bańki gazowe, przeważnie CO lub ciężkie węglowodory pochodzące ze smoły, zostają uwięzione w szybko stygnącej warstwie kryształów mrożonych, wywołując następnie na odbitce uszeregowanie się ciemnych punkcików mniejszym lub większym wieńcem w nie-

których miejscach, przeważnie w narożnikach. Pęcherzyki te podobne są do omawianego zjawiska pęcherzy podskórnych. Palący się lakier lub smoła, wydzielające dużą ilość gazów, zwłaszcza przy szybko podnoszącym się poziomie płynnej stali, mogą również być powodem powstawania lokalnych pęcherzy podskórnych.

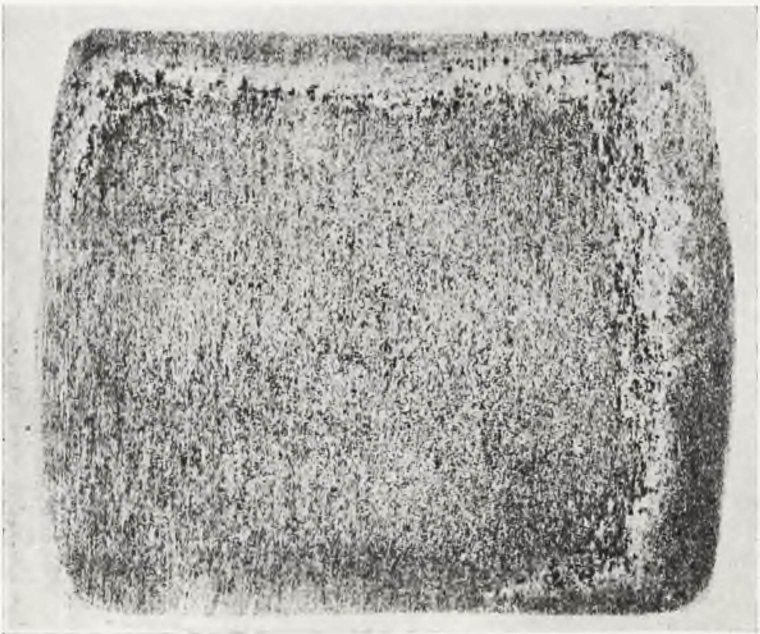


Fot. 22.

Wreszcie zaobserwowano, że nieraz pęcherzyki podskórne rozmieszczone są w sporadycznych wypadkach w rogu przekroju wlewka. Zjawisko to tłumaczyć można w ten sposób, że stal, nawet niezbyt gorąca, znacznie szybciej stygnie w rogu wlewnicy niż na płaszczyznach prostych, ponieważ z powodu większej powierzchni promieniowanie ciepła jest większe.

Do dalszych wad, występujących w górnej połowie wlewków, odlewanych syfonowo i występujących przeważnie na wlewkach z drugiego i trzeciego spodu, zalicza się strefę silnej likwidacji ułożoną w formie, jak to przedstawia fot. Nr 23 na przekroju rygla oraz fot. Nr 24, tj. na przekroju pręta. Silna likwacja, zawierająca pęcherze gazowe, żużelki, siarczki itp. występuje nie w górnej czę-

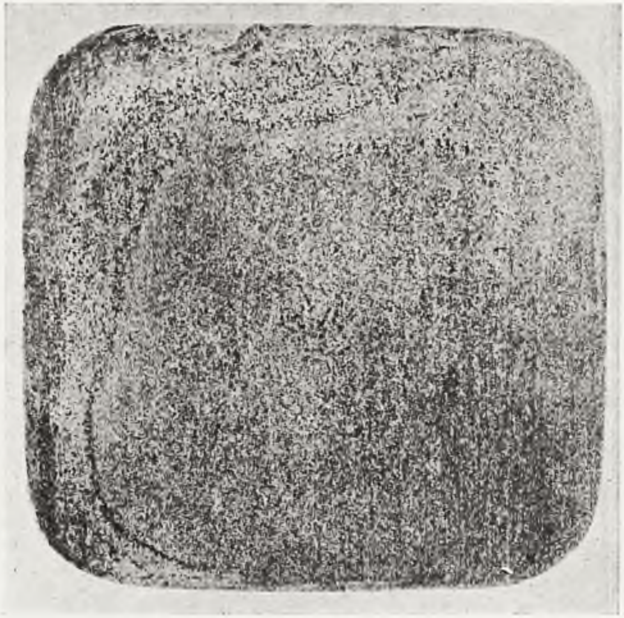
ści wlewka, która zwykle jest czysta, lecz w połowie wysokości wlewka, czyli po wywalcowaniu mniej więcej w 3 i 4 pręcie albo w kilku prętach, pochodzących ze środkowej części wlewka, tworząc poniekąd drugą jamę usadową, położoną bliżej krawędzi. Dokładna analiza tego zjawiska oraz porównanie z wynikami praktycznymi w czasie produkcji stali pozwoliła przypuszczać, że mamy do czynienia z wyraźną wadą utajoną wewnątrz wlewka. Jedynie sporządzenie odbitki Baumanna z każdego pręta pozwala na wyeli-



Fot. 23.

minowanie wadliwych prętów w hucie i niedopuszczenie ich do produkcji, gdyż niewspółmiernie wzrosłaby ilość braków w formie rys i bruzd, napełnionych żużlem. Celem przekonania się o charakterze i długości wspomnianej likwacji, rozciągającej się czasami nawet przez kilka prętów, pocięto wszystkie pręty danego wlewka, w których stwierdzono to zjawisko, na krótkie bloczki. Wykonane na poprzecznych przekrojach tych bloczków odbitki Baumanna wyka-

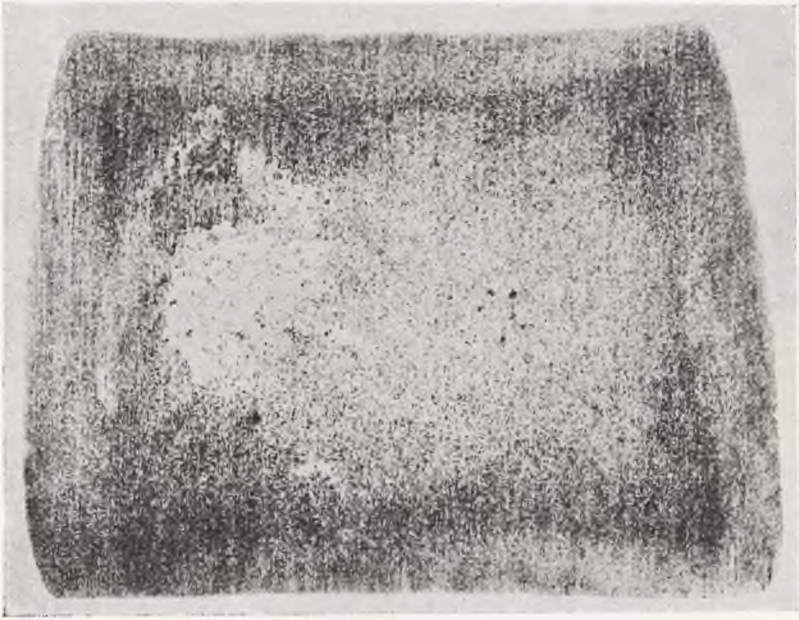
zały, że pręt Nr 1 był zupełnie zdrowy i nie posiadał najmniejszych śladów likwacji. Również górna część pręta Nr 2 była zdrowa i dopiero w dolnej części tego pręta okazały się silne skupienia zanieczyszczeń. Pręty Nr 3 i 4 były całkowicie zanieczyszczone; odbitka Baumanna była podobna do fot. Nr 24, przy czym strefa zanieczyszczeń była w górnych prętach więcej do środka posunięta niż w dolnych. Dopiero dolna połowa pręta Nr 6 i cały pręt Nr 7 i 8 były znów wolne od wszelkich zanieczyszczeń i wad.



Fot. 24.

Powodem tego zjawiska może być tzw. „skrzep", występujący przy stali rozlanej syfonowo o niższej temperaturze. Podczas odlewania, w pewnej chwili we wlewnicy tworzy się po całej powierzchni skorupa skrzepniętej stali, pod którą nagromadzają się momentalnie wszystkie zanieczyszczenia i bańki gazowe tak, jak zwykle w jamie usadowej. Pod naporem dopływającej stali skorupa ta zostaje od ścianki wlewnicy w dwóch lub trzech miejscach oderwana, przylegając jedynie w przeciwległym rogu lub na jednej ściance do

wlewnicy, po czym stal już normalnie wypełnia górną część wlewnicy. Skorupa ta jednak pozostała we wlewku, a położenie jej jest skierowane skośnie ku górze. W zależności od kąta nachylenia tej skorupy i zawartych pod nią zanieczyszczeń, strefa tych likwacyj zlokalizowana zostaje tylko w jednym pręcie lub też rozciągnięta na więcej prętów, jeżeli kąt nachylenia skorupy tego skrzepu zbli-



Fot. 25.

żony jest do kąta prostego. Pomimo tego, że nieraz wytop prowadzony był zupełnie normalnie, często wszystkie czy też większa część wlewków pochodzących z drugiego spodka wykazały obecność skrzepu, tak że większą część tych prętów usunięto przy odbiorze.

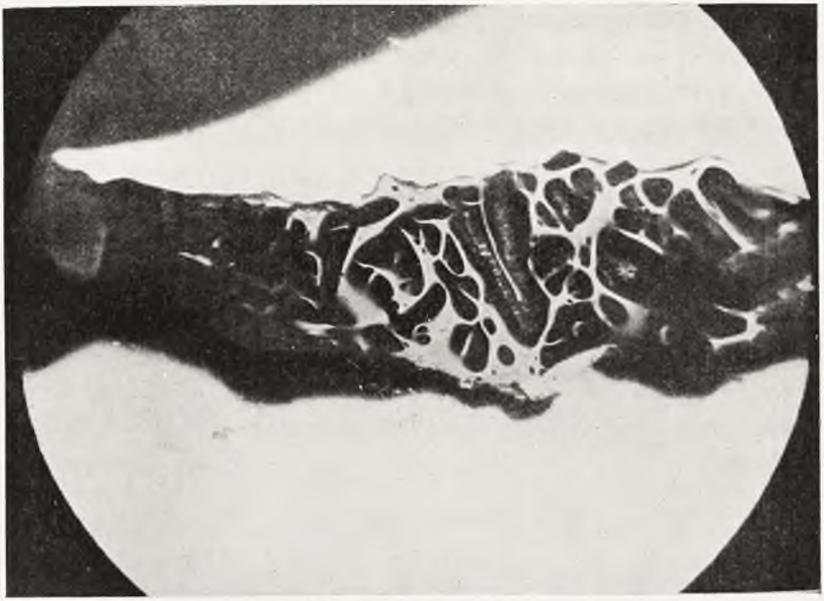
Do punktu 3). Fotografia Nr 25 przedstawia odbitkę Baumanna wykonaną na przekroju rygla, a fot. Nr 26 z pręta, wywalcowanego z tego samego kęsa. Na odbitkach występują jasne plamy lub smugi wewnątrz tworzywa, przy czym uderza fakt nieobecności siarki. Zanieczyszczenia, w których nie występują żużle zawierające siarcz-

ki, są rozłożone w sposób nie dający się wytłumaczyć normalnym przebiegiem krzepnięcia materiału we wlewnicy. Stwierdzono, że wady takie występują zawsze tylko w dolnych częściach wlewka i ciągną się nieraz w głąb materiału; jednak po obcięciu pewnej części pręciska materiał jest już dobry. Badania metalograficzne oraz mikroanaliza, przeprowadzona na odpowiednich zgładach, wykazały, że zanieczyszczenia, występujące na odbitce Baumanna jako

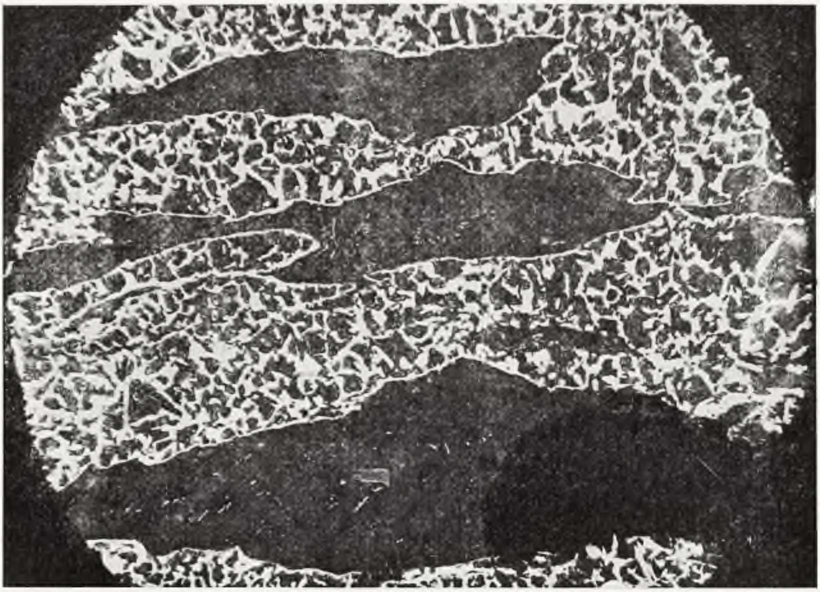


Fot. 26.

jasne plamy, zidentyfikowano jako masę szklistą o dużych rozmiarach i składającą się przeważnie z krzemianów lub czystej krzemionki (SiO_2). Na fotografii Nr 27 uwidoczniona jest potężna żyła krzemianów przy 50 $\times$ powiększeniu, na fot. Nr 28 zaś — kilka żył krzemianów przy 100 $\times$ pow. Jeżeli krzemiany te ulokowane są w pobliżu powierzchni, to występują one jako grube i podłużne rysy na ściankach gotowych skorup, a w denkach powstać mogą dziury. W takich wypadkach wykazuje odbitka Baumanna, wykonana na



Fot. 27.



Fot. 28.

powierzchni gotowych skorup, podłużne, jasne linie, jak to przedstawia fotografia Nr 29, a sama wada występuje w formie bardzo długich rys wypełnionych, w zależności od składu chemicznego, bądź to szklistą masą, bądź też szarym proszkiem.



Fot. 29.

Wadę tę wywołało najprawdopodobniej wykruszenie się lub wymycie kanału syfonowego czy innych części szamotowych. Ponieważ wady te występują wyłącznie w prętach, pochodzących z dolnej części wlewka, należałoby wnioskować, że szamota lub powstałe przez reakcję między tlenkami żelaza i manganu a materiałem ogniotrwałym nowe związki chemiczne, w tym wypadku krzemiany, przedostają się w końcowej fazie odlewania do wlewka, przy czym nie jest wykluczone, że właśnie w tym okresie mogą być porwane

również cząsteczki żużla z kadzi i zatrzymane w gęstej, krzepnącej stali.

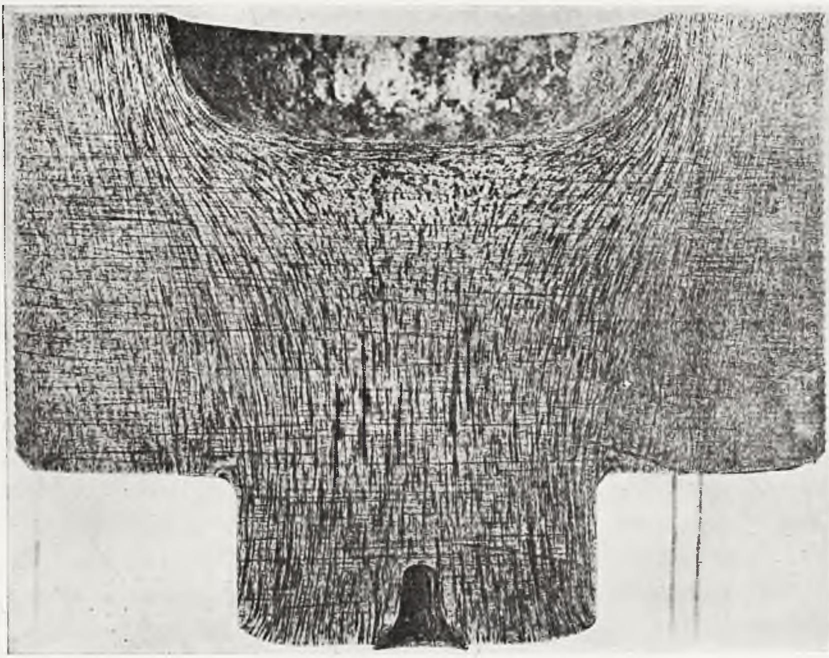
Celem wykrywania różnego rodzaju wad utajonych, jak skrzepów, wtrąceń materiału ogniotrwałego itp. wymagana jest próba Baumanna z każdego pręta, gdyż tylko w ten sposób zapobiec można powstawaniu nadmiernej ilości braków produkcyjnych.

c) Próba głębokiego trawienia.

Istnieje cały szereg sposobów i odczynników do ujawniania struktury makroskopowej i likwacyj w półfabrykatach oraz układu warstw w gotowych wyrobach, lecz do masowej kontroli mało się one nadają i nie znajdują szerszego zastosowania. Należy przede wszystkim podkreślić odczynnik Hayna, Oberhoffera oraz Yatsewitcha. Przy stosowaniu próby głębokiego trawienia przy odbiorze tworzywa w hutach, badanie polega zwykle na tym, że wycina się płytkę o grubości kilkunastu milimetrów z prętów, po czym wady występują w formie plam, smug ciemnych punkcików itp. Przy porównaniu jednak wyglądu próbek głębokiego trawienia i odbitek Baumanna wynika, że odbitka Baumanna daje w wypadku masowej kontroli celem ujawnienia zasadniczych wad—bez porównania znacznie dokładniejszy obraz i łatwiej z niego wyciągnąć odpowiednie wnioski niż z trawionych prób. Ponieważ kilkaset prób z różnych, nieraz bardzo charakterystycznych wytopów, pokrywały się w zupełności z obrazem odbitki Baumanna, który, jak już wspomniano, jest znacznie dokładniejszy i wyraźniejszy, zaniechano tej metody nawet jako uzupełniającej, uważając ją za kłopotliwą i mało nadającą się do masowych badań stalowych prętów.

Jeżeli zaś chodzi o zbadanie pewnych przypuszczalnych wad lub ustalenie przyczyn ewentualnych niedomagań w czasie samej produkcji, to z powodzeniem stosowano tę metodę, przede wszystkim trawienie odczynnikiem Yatsewitcha, składającym się z 12% stężonego kwasu siarkowego, 38% stężonego kwasu solnego i 50% wody. Na podstawie prawidłowego lub niewłaściwego układu włókien i warstw likwacyjnych można wyciągnąć nieraz cenne wnioski co do procesu tłoczenia, przeciągania i główczenia. Jako typowy przykład praktycznego zastosowania tej metody służyć może sposób ujawnienia tzw. „pastylki", czyli poziomych, zgniecionych warstw dennych w wewnętrznej części kielicha. Na ukształtowanie tej pastylki wpływa przyjęta metoda tłoczenia, nieczysta albo zzendro-

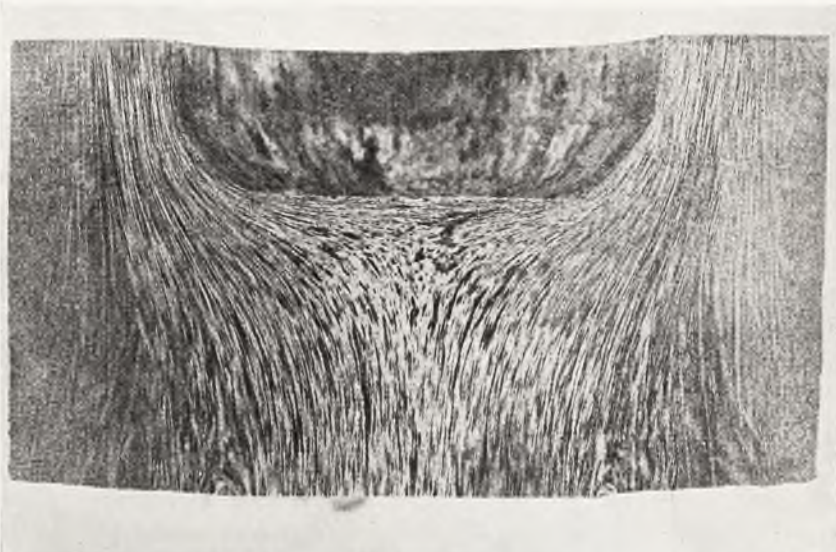
wana górna powierzchnia bloczka, jego temperatura, szybkość tłoczenia itp. Zasadniczo, obecność tej pastylki jest zjawiskiem szkodliwym, gdyż wszelkie zanieczyszczenia górnej płaszczyzny bloczka zostają umiejscowione w poziomych partiach dennych i ewentualny brak spoistości między włóknami tych poziomych warstw dennych a pozostałymi warstwami pionowymi może być w skrajnych wypad-



Fot. 30.

kach powodem wypadnięcia tej pastylki. Dla zobrazowania powyższego służyć mogą fotografje Nr 30 i 31, przedstawiające normalny układ włókien w warstwach dennych kielichów. Również w wypadkach ujawnienia się tzw. pęknięć na denkach, metoda głębokiego trawienia pionowo przeciętego denka znaleźć może zastosowanie. Bywały wypadki, kiedy po zalaniu skorup naftą i opiaskowaniu występowały na denkach skorup tłuste linie lub smugi bądź pojedyńczo, bądź też ułożone w formie gwiazd. Zjawisko to tłumaczono pęknięciami hartowniczymi. Ponieważ badanie mikroskopowe nie

wykazało typowych, zygzakowatych pęknięć hartowniczych, trawiono przecięte denko odczynnikiem Yatsewitcha, a wtedy okazało się, że z powodu niepomyślnego układu żużelków w poziomych warstwach dennych, bezpośrednio pod powierzchnią, nafta przesiąkła w pory żużelków, a po opiaskowaniu powstawały tłuste smugi i linie omyłkowo uważane za pęknięcia. Ponieważ grubość pastylki, raczej



Fot. 31.

zgniecionych poziomych warstw dennych nie przekracza w normalnych wypadkach 2 mm, to w razie ujawnienia wspomnianych żużelków lub drobnych pęknięć w tej partii, mogą być one usunięte przez odpowiednie wytaczanie denek do grubości przewidzianej tolerancją. Poza tym stwierdzono, że nawet pęknięcia hartownicze, występujące w warstwach tzw. pastylki, przebiegają wyłącznie w miejscach osłabionych przez niekorzystny układ żużli i zauważono, że pęknięcia nie przenikały nigdy poza warstwę poziomą denną. Stąd wniosek, że nie przedstawiają one żadnego większego niebezpieczeństwa w czasie pracy pocisku w lufie czy też leżenia na składach.

(d. c. n.).

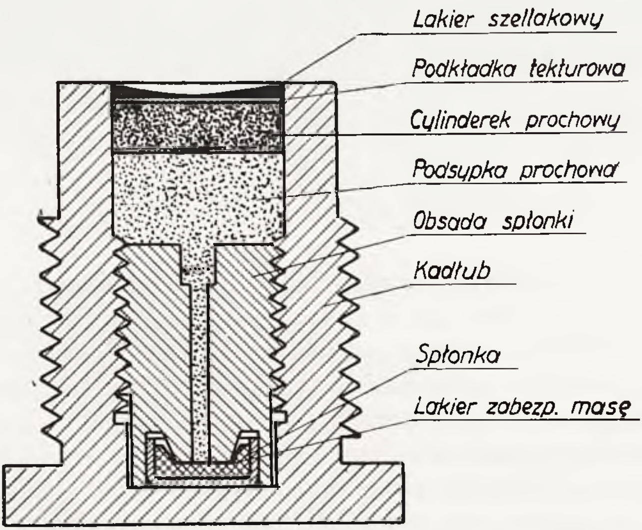
623.454.213

KAZIMIERZ KONCA

UWAGI DOTYCZĄCE ZAPŁONNIKÓW DO ŁUSEK ARTYLERYJSKICH NIEMIECKICH, AUSTRIACKICH, ROSYJSKICH I FRANCUSKICH, UŻYWANYCH W CZASIE WOJNY ŚWIATOWEJ

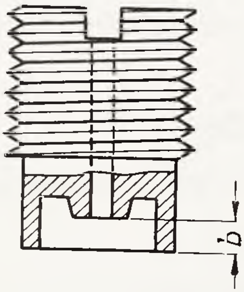
Zapłonniki niemieckie.

Zapłonnik niemiecki, przedstawiony na rys. Nr 1 w powiększeniu, składa się z kadłuba, obsady spłonki, spłonki zapalającej, cylinderka prochowego, podsypki prochu oraz podkładki tekturowej, przytrzymanej i uszczelnionej lakierem szellakowym.



Rys. Nr 1. Zapłonnik niemiecki.

Obsada spłonki posiada gniazdo na umieszczenie spłonki zapalającej, dzięki czemu unormowany jest styk spłonki z kowadełkiem. Ma to bardzo duże zalety przy montażu zapłonników, gdyż robotnik nawet przy silnym dokręceniu obsady nie spowoduje wybuchu spłonki. Ujemną stroną tej konstrukcji jest to, że w wypadku wykonania wymiaru *b* (rys. Nr 2) ponad przewidziane tolerancje, nastąpi niewypał mimo dostatecznie silnego uderzenia grota iglicznego, jak to widać z fot. 1. Konstrukcja ta bowiem wymaga, aby kowadełko posiadało



Rys. Nº 2.



Fot. 1.

styk z masą spłonki, a nawet *lekki wcisk.* Wcisk ten zależy od zbiegu tolerancji wymiaru (*b*) i grubości spłonki. Ponieważ przy wcisku mogłoby nastąpić zatarcie spłonki, Niemcy pokrywali masę zapalającą warstwą lakieru. Lakier zabezpiecza spłonkę od zatarcia, tak przy montażu jak i przy wstrząsach podczas transportu, jednakże nadmierna warstwa lakieru flegmatyzuje masę zapalającą, czyniąc ją mało wrażliwą na uderzenie grota iglicznego.

Ładunek prochu czarnego (cylinderek prochowy) wynosi 0,4 g. Ilość ta jest niewystarczająca dla dobrego zapalenia ładunku miotającego, dlatego też dodawane są do ładunku miotającego specjalne podsypki prochu czarnego, tzw. wzmacniacze — w jedwabnych woreczkach. Woreczki te przyklejane są do dna łuski lakierem szellakowym.

Tego rodzaju wzmacniacze są niepraktyczne, bo podczas transportu woreczek może się odkleić i przesunąć w łusce. Różna grubość lakieru szellakowego powoduje niejednolity zapłon ładunku miotającego, a wilgoć zawarta w prochu czarnym przedostaje się przez tkaninę woreczka i ujemnie wpływa na ładunek miotający.

Zalety zapłonników niemieckich

1) Łatwa wymienność (zapłonnik wkręcany na gwint do łuski).
2) Unormowany styk kowadełka z masą spłonki.

Wady

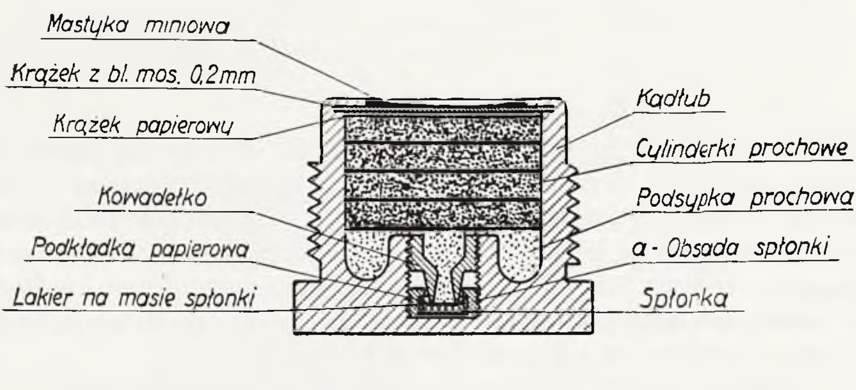
1) Zbyt mały ładunek prochu czarnego.
2) Konieczność stosowania wzmacniacza.

Ogólnie biorąc, wady tych zapłonników są nieznaczne, tym bardziej że ze względu na łatwą wymienność nie wymagają dużo czasu na wymianę.

Zapłonniki rosyjskie.

Spotykane są cztery rodzaje konstrukcji zapłonników rosyjskich:

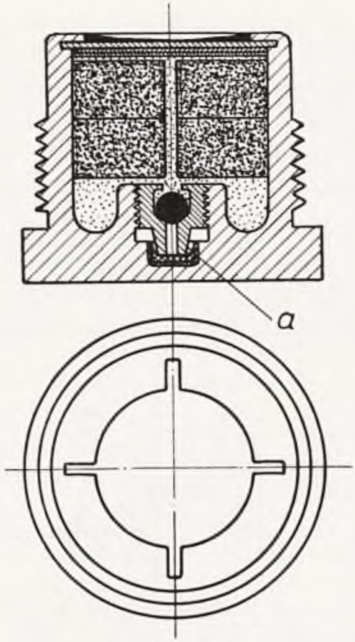
1) Wyrobu firmy Schneider (rys. Nr 3).
2) Wyrobu rosyjskiego z zaworem kulkowym (rys. Nr 4) umieszczonym w kanale ogniowym kowadełka.



Rys. Nº 3. Zapłonnik 3" rosyjski nabity.

3) Z obsadą spłonki podobną do niemieckiej (fot. 2 lit. a).
4) Z konstrukcją zapalającą na wzór austryjackiej (fot. 3 lit. a).

Konstrukcja zapłonników rosyjskich wyrobu Schneidra podobna jest do niemieckiej z tą różnicą, że w zapłonnikach niemieckich obsada spłonki wraz z gniazdkiem regulującym docisk kowadełka do masy spłonki zapalającej stanowi jednolitą część składową, w ro-



Rys. Nº4. Zapłonnik 3" rosyjski z kulką

syjskim zaś posiada oddzielną obsadę z gniazdkiem dla spłonki zapalającej (rys. Nr 3 lit. a). Obsada ta jest — tak jak i w niemieckich — regulatorem docisku kowadełka do masy zapalającej spłonki.

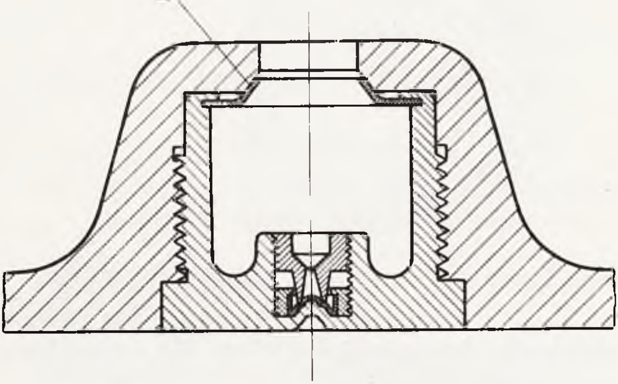




Wartość bojowa zapłonników rosyjskich w niektórych wypadkach przewyższa niemieckie. Zapłonniki rosyjskie posiadają ładunek zapalający około 5,5 g prochu, który jest wystarczający do normalnego zapalenia ładunku miotającego w łusce, prócz tego są tak samo łatwo wymienne jak i niemieckie.

Na uwagę zasługuje gniazdo w łusce dla tego zapłonnika. W czasie strzału, w wypadku pęknięcia zapłonnika lub oderwania się przybitki uszczelniającej ładunek zapłonnika, odłamki zapłonnika, czy też przybitka, pozostaną w gnieździe łuski, gdyż nie mogą łatwo się przedostać do przewodu lufy działa (rys. Nr 5 lit. d).

Przybitka uszczelniająca ładunek prochowy zależna jest od rodzaju zapłonnika, a więc: w zapłonnikach wyrobu Schneidra znajdujemy przybitki grubości 0,2 mm; w zapłonnikach z zaworem kulkowym grubości 0,5 mm i w zapłonnikach z obsadą spłonki podobną do niemieckiej przybitki wykonane są z masy prochowej.



Rys. Nº 6



Rys Nº 5 Zapłonnik 3" rosyjski w gnieździe łuski po strzale.

Przybitka grubości 0,2 mm podczas strzału stapia się częściowo lub całkowicie; przybitka grubości 0,5 mm w czasie strzału rozwija się i pozostaje przy zapłonniku (rys. Nr 5 lit. d), przybitka prochowa podczas strzału spala się całkowicie.

Dla łatwiejszego rozwijania się podczas strzału, przybitka grubości 0,5 mm posiada cztery nacięcia (rys. Nr 6), przybitka grubości 0,2 mm nacięć takich nie posiada.

Ujemna stroną tych zapłonników jest to, że niekiedy trafiają się zapłonniki ze zbyt dużym wciskiem kowadełka w masę zapalającą spłonki. Zapłonniki montowane w ten sposób są wprawdzie bardziej wrażliwe na uderzenie grota iglicznego, ale zarazem i bar-

dziej niebezpieczne, przy większych wstrząsach podczas transportu i przy ładowaniu nabojów do lufy działa może się zdarzyć wypadek wypału zapłonnika. Nadmienić należy, że masa w spłonce zapalającej w zapłonnikach rosyjskich była wrażliwsza aniżeli w zapłonnikach niemieckich.

Tablica porównawcza mas zapalających

Składniki	W zapł. do łusek 77 i 105 mm	W zapł. do łusek 3″ ros.
Chloran potasu $KClO_3$	28,9%	29,8%
Siarczek antymonu Sb_2S_3	31,8%	6,1%
Rtęć piorunująca $Hg(CNO)_2$	31,6%	31,8%
Szkło mielone	0,5%	19,1%
Substancje wiążące (dekstr.)	7,2%	13,2%

Rosjanie, aby zabezpieczyć zapłonniki przed zbytnią wrażliwością, prócz zakrywania masy zapalającej lakierem zastosowali podkładki papierowe pomiędzy kowadełkiem a masą zapalającą spłonki. Podkładki te były z różnego papieru: brystolowego, pergaminowego lub z bibuły suszkowej. Zabezpieczenie takie rzeczywiście zmniejszało wrażliwość zapłonników zarówno przy montażu jak i przy transportach, jednak stosowane mogło być tylko wówczas, jeżeli zapłonniki przeznaczone były do natychmiastowego użytku, ponieważ przy dłuższym przechowywaniu podkładki papierowe wchłaniały wilgoć z ładunku zapłonnika, a następnie przekazywały ją na masę zapalającą spłonki. Zwilgotniałe spłonki dyskwalifikowały zapłonniki, powodując niewypały. W tych wypadkach prawdopodobnie wilgoć prochu była znacznie większą od dopuszczalnej. Zapłonniki tej konstrukcji będą wówczas bezpieczne, jeżeli kowadełko nie będzie zbyt zagłębione w masę zapalającą spłonki. Dla pewności funkcjonowania wystarczy, jeżeli kowadełko będzie miało styk lub nieznaczny wcisk w masę zapalającą spłonki. Większy lub mniejszy wcisk kowadełka w masę spłonki uzależniany jest od wysokości zaprasowanej i zabezpieczonej masy zapalającej w spłonce oraz od jej składu.

Zapłonniki z zaworem kulkowym.

Aby ułatwić produkcję tych zapłonników, usunięto z nich obsadę spłonki. Gniazdo dla spłonki wytaczane było bezpośrednio w ka-

dłubie zapłonnika. Zastosowano także inny kształt kowadełka i zmniejszono grubość dna zapłonnika z 1,6 mm do 1,2 mm.

Usunięcie jednego elementu (obsady spłonki) znacznie ułatwiło montaż zapłonników oraz znacznie zmniejszyło koszt produkcji. Prócz tego, ze względu na cieńsze dno, zapłonniki stały się bardziej wrażliwe na uderzenie grota iglicznego.

Ścianki obsady spłonki regulowały docisk kowadełka do masy zapalającej. Po usunięciu obsady spłonki kowadełko dociskano ręcznie; ręczna regulacja docisku kowadełka polegała na wyczuciu oporu kowadełka o masę zapalającą spłonki. Czynność ta wymagała dużej wprawy ze strony personelu i była dość ryzykowna, gdyż zanadto wciśnięte kowadełko w masę zapalającą spłonki (rys. Nr 4 lit. a) może łatwo spowodować wypał w czasie transportu, ładowania itp.

Przy ostrym strzelaniu tymi zapłonnikami zdarzały się wypadki, że z przyczyny zmniejszonej grubości dna do 1,2 mm w miejscu uderzenia iglicy mogły powstawać pęknięcia, a gazy z ładunku miotającego, cisnąc przez otwór kowadełka na dno zapłonnika, wytłaczały w nim otwór, przedostając się tą drogą w kierunku zamku działa. Wypływ gazów przez zapłonnik następował też często z powodu wad materiałowych (fot. 6 lit. a).





W zapłonnikach niemieckich, których konstrukcja podobna jest do rosyjskich i grubość dna jednakowa (1,2 mm), wypadków takich nie zaobserwowano. Zapłonniki niemieckie były odporniejsze na wyższe temperatury i posiadały inny skład metalu (szczegóły w tabeli porównawczej analiz chemicznych metali (str. 486).

Aby zapobiec wypadkom przebicia dna i przedostawania się gazów w kierunku zamku działa, w zapłonnikach tych kowadełko posiadało gniazdko z kulką z brązu (fot. 5 lit. b), a krawędzie gniazdka były zawijane, aby kulka nie wypadła (rys. Nr 4). Rola kulki polegała

na tym, że w czasie strzału ciśnienie gazów z ładunku miotającego wciskało kulkę w otwór ogniowy kowadełka i uszczelniało go, dzięki czemu gazy nie mogły przedostać się w kierunku dna zapłonnika.

Kulka w gniazdku kowadełka miała taki luz, aby spłonka mogła zapalić podsypkę prochową w zapłonniku.

Trzeci i czwarty typ zapłonników rosyjskich

W trzecim typie zapłonników rosyjskich kowadełko i spłonka są konstrukcji niemieckiej. Prawdopodobnie zapłonniki te stanowiły niemiecką zdobycz wojenną. Po zastosowaniu odpowiednich zmian Niemcy wykorzystywali je do swojej amunicji.

Dostosowanie kowadełka konstrukcji niemieckiej do zapłonników rosyjskich było trafne i nie nastręczało żadnych trudności (fot. 2).

Czwarty typ zapłonników rosyjskich również jak i typ trzeci pochodzi prawdopodobnie ze zdobyczy wojennej austryjackiej, na co wskazuje dostosowanie konstrukcji zapalającej austryjackiej do tych zapłonników.

Austriackie zapłonniki oryginalne posiadają zawór (wentyl) (rys. Nr 10), który pod wpływem gazów uszczelnia kanaliki ogniowe i zapobiega przedostaniu się gazów w kierunku działa. Zapłonniki rosyjskie, o których mowa, zaworu takiego nie posiadają; chociaż osłonę spłonki zamocowywano trzema zapunktowaniami i uszczelniano lakierem, to jednak w czasie strzału gazy przebijały osłonę i przedostawały się w kierunku zamku działa (fot. 3 lit. a).

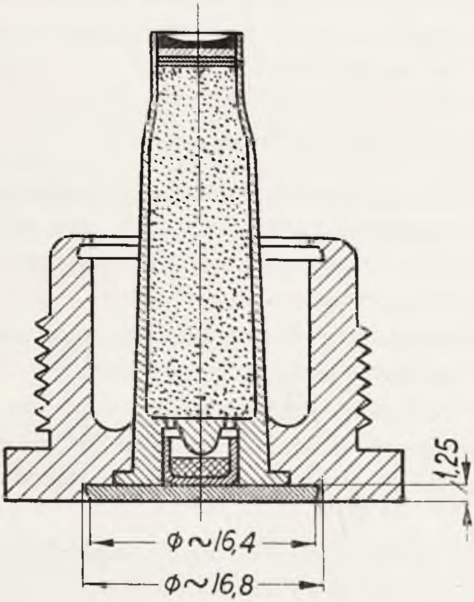
Przeciwko przedostawaniu się gazów z ładunku miotającego służy skutecznie uszczelnienie metalowe, natomiast wszelkie masy uszczelniające i lakiery użyte być mogą wyłącznie do konserwacji.

Zapłonniki rosyjskie rekonstruowane

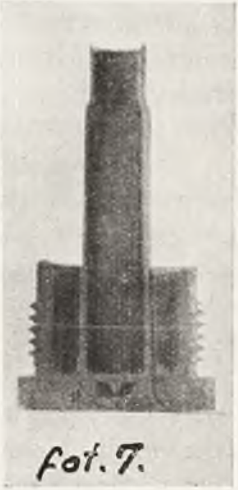
W czasie wojny Rosjanie probowali zapłonniki swe rekonstruować. Odnowienie polegało na tym, że w dnie zapłonnika wywiercano otwór, w którym umieszczano nabój karabinowy. Ciężar ładunku prochu czarnego gruboziarnistego w naboju wynosił 3,2 g. Ładunek prochu uszczelniano przybitką skórzaną i lakierem szellakowym.

Kryza naboju była zagłębiona w czoło kadłuba około 1,2 — 1,3 mm; na kryzie umieszczona była przybitka z blachy mosiężnej grubości 1,2 mm. Przybitka ta chroniła spłonkę od przebicia przez grot igliczny i zapobiegała przedostaniu się gazów w kierunku zam-

ku działa. Rekonstruowany zapłonnik i sposób umocowywania przybitki wskazany jest szczegółowo na rys. Nr 8 i fot. 7.



Rys. Nº 8.

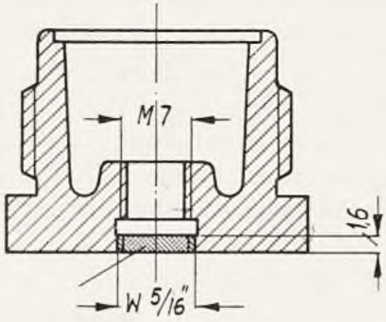


Drugi rodzaj rekonstrukcji polegał na tym, że w przewiercone i nagwintowane dno zapłonnika wstawiano korek metalowy (rys. Nr 9 lit. a); inne części pozostawały bez zmian (jak na rys. Nr 3 lub 4).

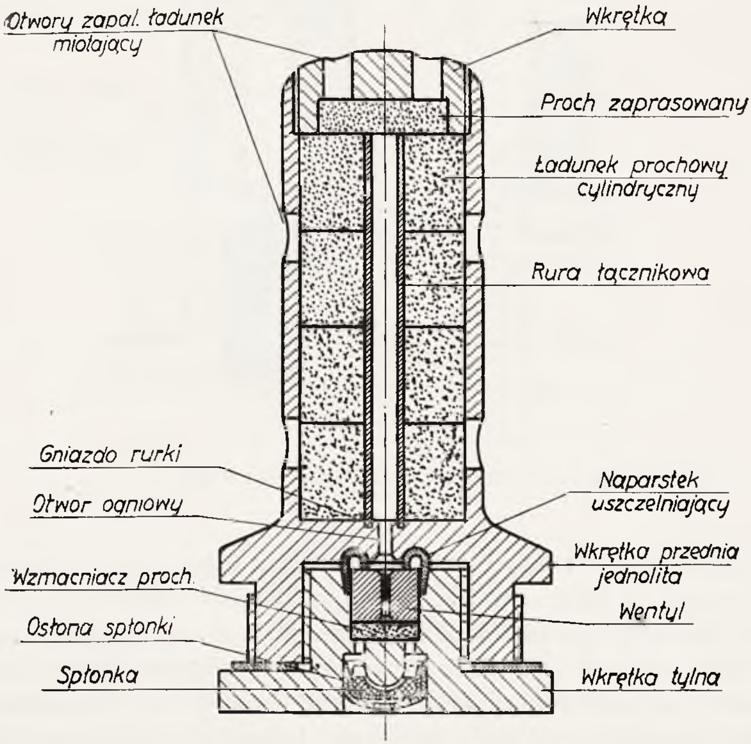
Zapłonniki austriackie.

Zapłonniki austriackie, używane do 100 mm amunicji, konstrukcji dawniejszej składały się z rury ogniowej, wykonanej jednolicie z wkrętką przednią, wkrętki tylnej oraz wkrętki górnej, (rys. Nr 10).

Rura ogniowa posiadała ładunek zapalający składający się z czterech cylinderków prochowych, owiniętych papierem roślinnym i zabezpieczonych lakierem szellakowym. Cylinderki posiadały w środku otwór, przez który przechodziła mosiężna rurka łącznikowa; krawędź dolna rurki umieszczona była w specjalnym gniazdku w dnie wkrętki jednolitej. Wkrętka górna z zaprasowanym w niej prochem wkręcona w końcówkę rury ogniowej, służyła do umocowywania całego ładunku zapłonnika. Zapłon ładunku zapłonnika przez rurkę



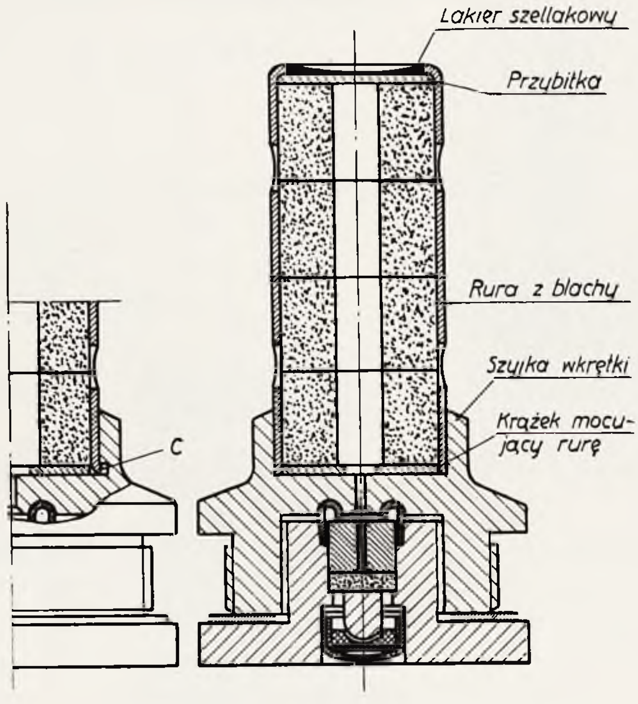
Rys. №9 Zapłonnik 3" ros. rekonstruowany z czasów wojny.



Rys. №10. Zapłonnik austriacki z rurą jednolitą.

łącznikową zaczynał się od wkrętki górnej; w ten sposób również od góry rozpoczynał się zapłon ładunku miotającego w łusce.

Zapłonników z rurką łącznikową, wstawioną w otwór cylinderków prochowych, już się nie spotyka. Austriacy produkowali ten typ dalej. ale bez rurki łącznikowej. Wobec braku rurki łącznikowej zapłon ładunku zapalającego odbywał się od dna zapłonnika, a zapłon ładunku miotającego — od dna łuski.



Rys. Nr 11. Zapłonnik austriacki z rurą wstawianą

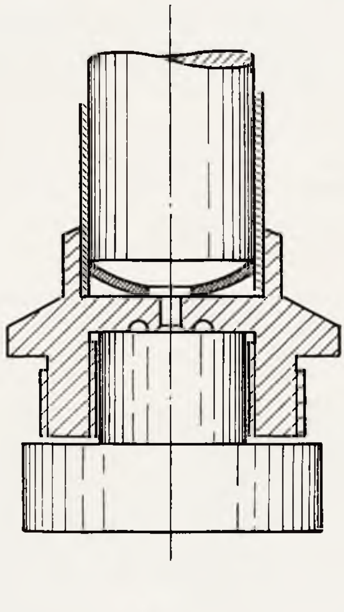
Drugi typ — modyfikacja pierwszego, datuje się z czasów wielkiej wojny. Z braku surowców nie wykonano jednolitej z rurą ogniową wkrętki przedniej, a tylko wkrętkę z szyjką; rurę ogniową z blachy żelaznej wciskano w szyjkę i zamocowywano krążkiem mosiężnym. Ładunek zapalający z cylinderków prochowych, po nałożeniu przybitki z tektury satynowej (preszpan), umocowywano zagięciem u góry obrzeża rurki (rys. Nr 11).

Wartość bojowa tych zapłonników polegała na tym, że:

a) przez otwory w rurce następował jednolity zapłon ładunku miotającego w łusce;
b) mogły być trzykrotnie rekonstruowane, oczywiście po wymianie niektórych części składowych; trzecia rekonstrukcja wymagała stosowania powiększonej średnicy osłony spłonki i naparstka uszczelniającego.

Ujemną stroną tych zapłonników jest, że:

a) są bardzo kosztowne w wykonaniu, gdyż posiadają dużą ilość części składowych, z których trzy są gwintowane;
b) nie są łatwo wymienne;
c) nie są hermetyczne;
d) nie dają 100% gwarancji bezpieczeństwa podczas strzału i są wrażliwe na upadki.



Rys № 12.

Niebezpieczeństwo podczas strzału wynikało stąd, że wskutek nieodpowiedniego zamocowania rury ogniowej w szyjce zdarzały się wypadki, że rura wyrywała się i mogła pozostać w lufie; krążki z blachy mosiężnej, służące do zamocowywania rury, były grubości 0,5—1 mm, lecz nawet te grubsze były niedostateczne.

Aby zabezpieczyć rurę ogniową przed wyrywaniem się pod-

czas strzału, należy dawać krążek grubości 1,3 — 1,5 mm. Krążek taki wkłada się wybrzuszeniem na dno wkrętki, naciska się stemplem (rys. Nr 12), a następnie szyjkę wkrętki obciska się nieco na specjalnym przyrządzie. Po takim zamocowaniu rury ogniowe nie wyrywają się.

Trafiają się zapłonniki, w których pod szyjką na dnie wkrętki wytoczony jest kanał dla silniejszego zamocowania rury w szyjce. Zamocowanie takie czyni zapłonnik niezdatnym do rekonstrukcji (rys. Nr 11 lit. c). Zamocowywanie rur ogniowych krążkami powoduje pewne naprężenie, wskutek tego trafiały się wypadki, że po dłuższym czasie następowały włoskowate podłużne pęknięcia szyjki wkrętki. Nieznaczne pęknięcia szyjki dla strzału nie są groźne; pęknięcia przekraczające szyjkę, mogą spowodować wyrwanie się rury ogniowej podczas strzału.

Zagięcie obrzeża rury ogniowej nad przybitką powinno być takie, aby dostatecznie umocowało ładunek zapłonnika. Nadmierne zagięcie obrzeża powoduje rozwijanie się końcówki rury podczas strzału, co sprawia trudności w wykręcaniu wkrętki z łuski. Otworów ogniowych w rurze nie należy uszczelniać żadną masą ani lakierem, gdyż uszczelnianie ich przyczynia się do rozwijania się rury w czasie funkcjonowania zapłonnika.

Zapłonniki francuskie wz. 97 i wz. 14, używane do łusek 75 mm i 105 mm

Zapłonnik wz. 97 używany był we Francji w czasie pokoju przez 18 lat (1897—1915) i dawał wyniki zadowalające. Jak podają Francuzi, w czasie wojny stwierdzono niebezpieczne wady tego zapłonnika w czasie strzału. W roku 1915 zapłonnik ten długości 68 mm skrócono o 18 mm i wprowadzono go na uzbrojenie jako zapłonnik wz. 97 krótki. Zapłonnik długi posiadał ładunek prochu czarnego około 4,5 g, krótki — około 2,8 g.

Zmniejszenie długości zapłonnika pociągało za sobą zmniejszenie ładunku prochowego; zbyt duży ładunek prochowy powodował pękanie kadłuba zapłonnika przy strzale, a odłamki jego, pozostawione w lufie, mogą być przyczyną przedwczesnego wybuchu pocisku w lufie przy następnym strzałe (fot. 8, 9, 10).

W roku 1918 zapłonniki krótkie zostały przez Francuzów wycofane i przeznaczone wyłącznie do skróconych łusek. Przyczyną tej zmiany było to, że krótki zapłonnik posiadał zbyt mały ładunek prochowy dla normalnego zapłonu ładunku miotającego w łusce.



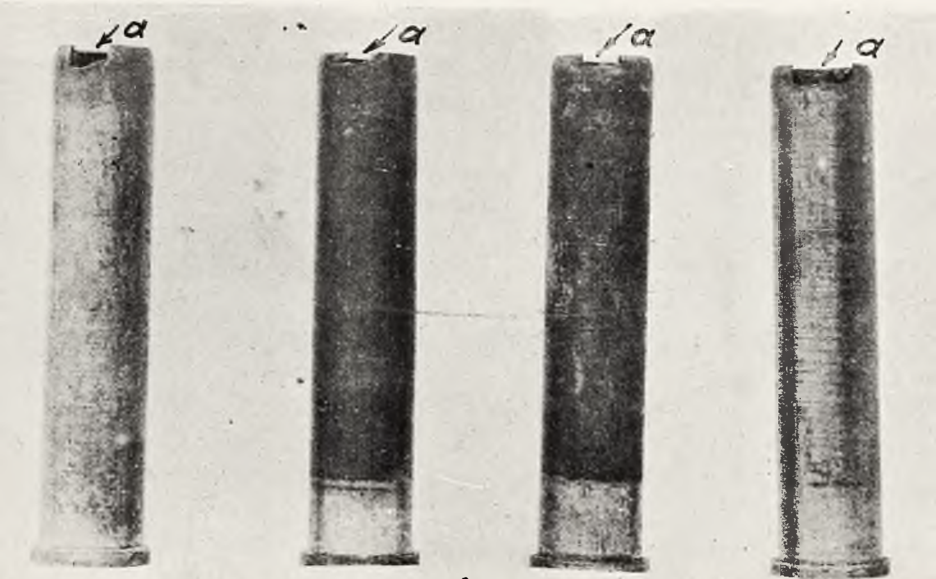
fot. 8.

Przede wszystkim trzeba stwierdzić, że zapłonniki wz. 97 (rys. Nr 13) z uwagi zarówno na swoją konstrukcję zapalającą jak i pod względem bezpieczeństwa przy transportach, konserwacji i szczelności znacznie przewyższają zapłonniki niemieckie, rosyjskie i austriackie.

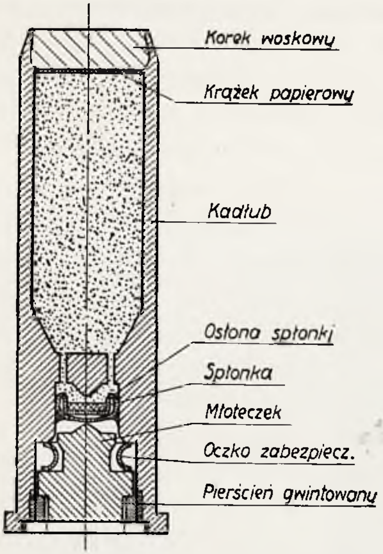
Jak widać na załączonym rysunku, zapłonnik posiada młoteczek; na szyjce młoteczka osadzone jest oczko, które służy jako

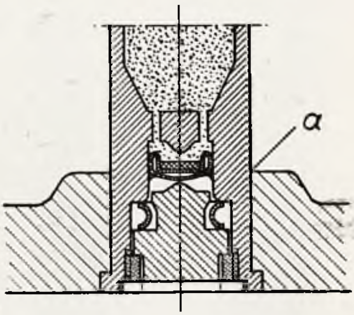


fot. 9.



fot. 10.





rys. № 13.

rys. № 14.

zabezpieczenie spłonki podczas transportów. Młoteczek służy jako część uderzeniowa dla grota iglicznego i do wywołania zapłonu. W wypadkach, kiedy osłona spłonki pod wpływem ciśnienia gazów z ładunku miotającego przez kanaliki ogniowe cofa się naciskając na młoteczek, kryza młoteczka, dociśnięta do pierścienia gwintowanego, tworzy uszczelnienie nie przepuszczające gazów w kierunku zamku działa.

Zapłonniki te są wtłoczone do łusek, przez co wytwarza się zacisk uszczelniający pomiędzy częścią cylindryczną zapłonnika a gniazdkiem łuski (rys. Nr 14 lit. a).

Zaletą młoteczka jest, że uderza w spłonkę pomimo nieosiowego uderzenia grota iglicznego w młoteczek.

Zapłonniki wz. 97 są łatwe i tanie w wyrobie.

Wady zapłonników.

Zasadniczą wadą zapłonników długich jest to, że przy ostrych strzelaniach zapłonniki często pękają i zachodzi obawa, iż odłamki mogą pozostać w lufie działa.

Francuzi, sądząc, że pękanie spowodowane jest przez zbyt duży ładunek prochowy, wprowadzili zapłonniki krótkie, lecz po paru latach znowu powrócili do zapłonników długich z tym samym ładunkiem prochu — (około 4.5 g).

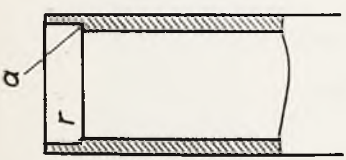
Mając do czynienia z tymi zapłonnikami mogę stwierdzić, że ładunek prochowy 4,5 g nie jest przyczyną pękania zapłonników, jak to podają Francuzi. Przyczyny pękania są inne, a mianowicie:

1) podcięta krawędź gniazdka,
2) zbyt duże zagięcie końcówki gniazdka,
3) wadliwa obróbka mechaniczna.

W komorze kadłuba jest gniazdko dla uszczelniania ładunku korkiem woskowym (rys. Nr 15). Gniazdko to przy podstawie powinno mieć promieniowe przejście (r). Jeżeli gniazdko było wykonane z podciętą krawędzią (a), wtedy podczas strzału ładunek częściowo (fot. 10 lit. a) lub całkowicie obrywał końcówkę gniazdka (fot. 11). Zbyt duże zagięcie końcówki gniazdka na korek woskowy, uszczelniający ładunek prochowy, osłabiały ścianki gniazdka, zniekształcając i gniazdko i komorę prochową u wylotu końcówki zapłonnika. Prócz tego zbytnie zagięcia obrzeża powodowały naprężenia metalu w ściankach zapłonnika, co było przyczyną pękania lub rwania się zapłonników podczas strzału (fot. 9, 12 i 13).



fot. 11.



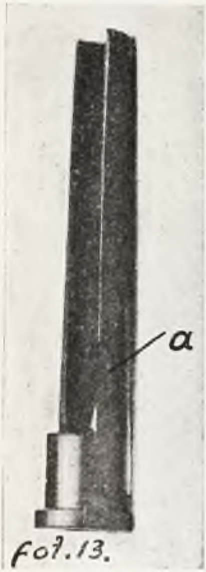
rys N° 15.



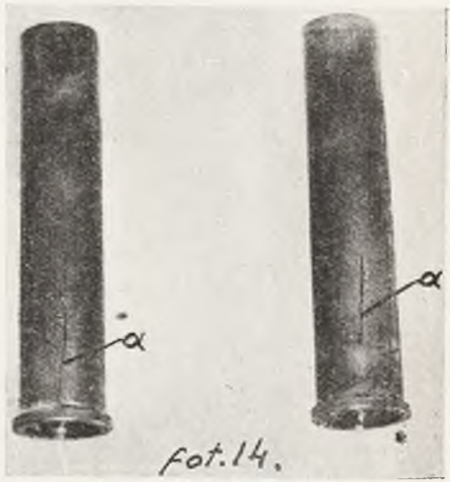
Fot. 12.

Wadliwa obróbka mechaniczna, powodująca głębokie rysy i ekscentryczne ścianki, zbytnio osłabiała zapłonniki. Często też trafiały się zapłonniki, jakby z umyślnie powiększoną komorą prochową (znacznie zmniejszona grubość ścianek i powiększona głębokość za-

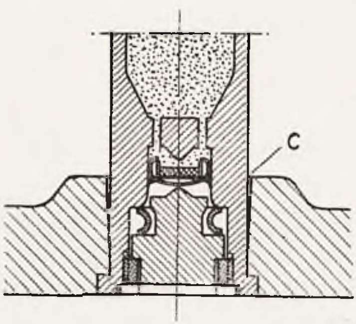
płonnika). Zapłonniki ze zwiększoną komorą posiadały prawdopodobnie większy ładunek prochu. Oczywista, że na wytrzymałość zapłonnika wpłynąć to dodatnio nie mogło.



fot. 13.



fot. 14.



rys. Nº 16

Trafiały się jedak zapłonniki, które po strzale miały pęknięcie (fot. 14), pomimo że tak metal — jak i obróbka mechaniczna i elaboracja były prawidłowe. Pęknięcia te mogły powstać przed strzałem wskutek naprężeń po wtłoczeniu zapłonnika do łuski.

W zapłonnikach wz. 97 zaobserwowałem zwężenia części cylindrycznej zaciskowej zapłonnika, powstałe pod wpływem ciśnienia gazów z ładunku miotającego (fot. 15 lit. c); wskutek niedostatecznego zacisku części cylindrycznej w gnieździe łuski, tworzy się szczelina (rys. Nr 16 lit. c).



fot. 15.



fot. 16.

Zjawiska takie, choć niepożądane, dla strzału nie są groźne. Wymienione wady zapłonników wz. 97 prócz ostatniej — posiadały także zapłonniki wz. 14, przewyższając pierwsze pod względem niedokładności w obróbce mechanicznej (zbyt duże komory prochowe, fot. 16 lit. a). Miało to ten skutek, że podczas strzału komory prochowe rwały się i strzępiły w nadzwyczajny sposób (fot. 16, 17 i 18).

Należy nadmienić, że w zapłonnikach frs. spotykało się ładunki prochowe z prochu drobno ziarnistego w postaci skawalonej, co świadczy, że proch ten prawdopodobnie posiadał wilgotność większą od dopuszczalnej; skawalony bowiem proch nie spala się normalnie.

Wypadki wypalania metalu w zapłonnikach francuskich występują rzadko (fot. 19 lit. c), natomiast wypalania metalu w łuskach prawie się nie spotyka.

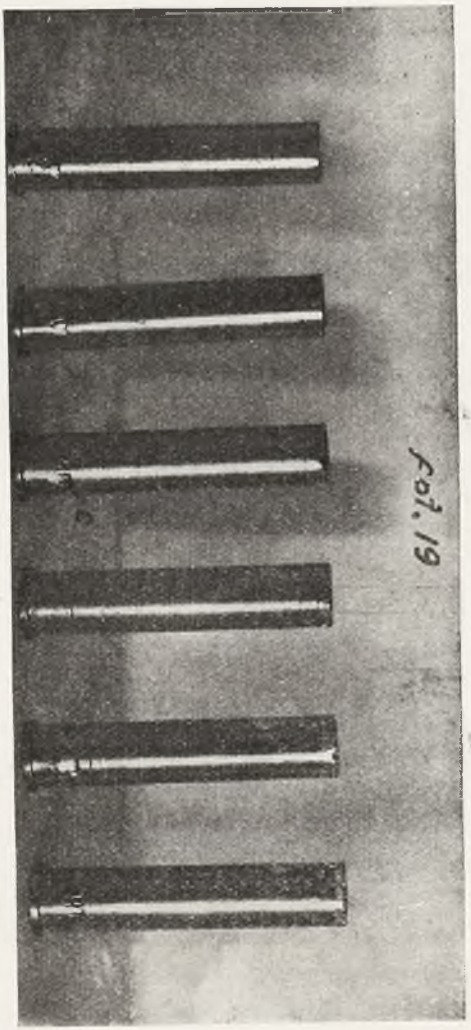


Fot. 17.

Z powodu wyżej wymienionych wad, znaczny procent zapłonników francuskich już po jednorazowym użyciu nie nadaje się do rekonstrukcji.



fot. 18.



fot. 19

Tabelka porównawcza analiz chemicznych metali

Rodzaj zapłonników	Zawartość w %					
	miedzi	cynku	ołowiu	cyny	żelaza	niklu
Zapłonniki niemieckie	69,84	30,07	0,09	—	—	—
Zapłonniki rosyjskie	60,54	38,74	0,45	ślady	ślady	ślady
Zapłonniki popękane frs.	59,28	38,43	1,52	0,20	0,42	—
Zapłonniki niepopękane fr.	59,34	38,85	1,21	0,15	0,42	—

Z powyższych danych widzimy, że skład chemiczny mosiądzu w zapłonnikach frs. wz. 97 posiadał największe zanieczyszczenie i większą od dopuszalnej zawartość ołowiu, co nie pozostawało bez wpływu na kostrukcję wytrzymałościową tych zapłonników.

Widzimy także, że do tak niepozornej amunicji jak zapłonniki mosiądz używany przez Niemców był pierwszej jakości, mimo że nawet przy mniej korzystnym składzie chemicznym metalu zapłonniki niemieckie też nie pękałyby, ponieważ posiadały znikomy ładunek zapalający.

W zapłonnikach rosyjskich, które posiadały grubość dna taką samą jak i niemieckie, przy identycznych warunkach ciśnienia gazów i temperatury — wypadki przebicia dna trafiały się. Częściowo przyczyną takich wypadków był inny, mniej odporny mosiądz.

Tabelka porównawcza
przeprowadzonych badań twardości zapłon. w jedn. Brinella.

Rodzaj zapłonników	Twardość	Uwagi
Niemieckie — dno zapłon.	98,0	Podano wynik średni z wykonanych pomiarów. Do każdego pomiaru użyto po 5 sztuk zapłonników.
„ „ „	125,—	
„ kadłub „	170,—	
Rosyjskie — dno zapłon.	121,—	
„ kadłub „	115,—	
„ „ „	110,—	

Różnice twardości w zapłonnikach niemieckich są dość znaczne; mniejszą twardość posiadają dna zapłonników.

Zapłonniki rosyjskie znaczniejszych różnic w twardościach nie wykazały.

Pomiary twardości zapłonników wz. 97 do łusek 75 mm długich w jednostkach Brinella.

L. p.	Zapłon. popękane			Średnio	L. p.	Zapłon. niepopękane			Średnio	Uwagi
1	146	129	121	132,0	1	115	115	133	121,0	
2	137	146	137	140,0	2	115	129	129	124,3	
3	137	121	131	126,3	3	112	106	115	111,0	
4	141	156	156	151,0	4	100	121	118	113,0	
5	167	146	129	147,3	5	103	103	115	107,0	
6	129	137	137	134,3	6	109	115	121	115,0	
7	137	121	121	126,3	7	156	137	146	146,3	
8	109	115	109	111,0	8	103	115	115	111,0	
				133,5					118,6	Różn.=14,9

Pomiary twardości zapłonników wz. 14 do łusek 105 mm w jednostkach Brinella.

L. p.	Zapłon. popękane			Średnio	L. p.	Zapłon. niepop.			Średnio	Uwagi
1	146	141	129	138,6	1	137	156	137	143,3	
2	129	133	129	130,3	2	103	125	129	119,0	
3	129	133	121	128,0	3	112	133	146	130,0	
4	137	129	115	127,0	4	129	118	121	122,7	
5	151	137	121	136,3	5	121	129	133	128,0	
				132,04					128,66	Różn.=3,38

Różnice twardości zapłonników wz. 97 i 14 są dość rozległe, przy czym większą twardość posiadają zapłonniki popękane; twardość taka jednak nie powinna mieć wpływu na tego rodzaju pękanie zapłonników.

Osiągnięcie możliwie najlepszych wyników produkcji jest głównym postulatem każdego warsztatu produkcyjnego. Produkcja zapłonników wz. 97 na przestrzeni kilku lat wykazuje znaczne postępy. Wad i braków, spotykanych masowo w zapłonnikach produkcji dawniejszej, obecnie spotyka się bardzo niewiele, lecz i ta ilość jest niedopuszczalna. Dotyczy to zwłaszcza urywania szyjek i pękania kadłubów. Trudności całkowitego usunięcia tych wad wynikają z samej konstrukcji tego zapłonnika.

Wykaz wad w %:

W latach	Urwane szyjki	Popękane i urwane kadłuby	Przewężenie pod kryzą
Do r. 1926	5,6	6,8	20,2
1929	2,2	2,7	7,4
1933	0,064	2,7	0,02

Poza porównawczą próbą twardości zapłonników popękanych przeprowadziłem badania naprężeń wewnętrznych wg metody Hatfielda-Thirkella [1]).

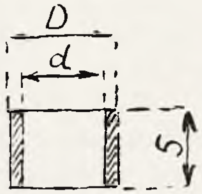
Badania naprężeń polegały na tym, że z części cylindrycznej z 5 sztuk zapłonników porobiłem obrączki, na których wykonałem ścisłe pomiary i miejsca pomierzone oznaczyłem; następnie obrączki porozcinałem wzdłuż tworzących i w miejscach oznaczonych przed rozcięciem porobiłem powtórne pomiary. Różnicy po rozcięciu nie stwierdziłem (patrz tabela poniższa), bo różnicę $\pm$ 0,01 należy uważać za błąd pomiaru, a zatem naprężeń wewnętrznych zapłonniki nie posiadały.

W książkach autorów francuskich, jak: gen. Bagueta „Wspomnienia Dyrektora Artylerii" str. 69 [2]) i ppłk Reboula „Mobilizacja Przemysłu" str. 23 [3]) jest mowa o wadach różnej amunicji, nie ma

[1]) Metoda Hatfielda-Thirkella — Journal of Institute of Metals 1919 (Nr 2).
[2]) „Wspomnienia Dyrektora Artylerii" — tłum. płk. Kieszniewskiego.
[3]) „Mobilizacja Przemysłu" — tłum. por. Hirszbanda.

Tabela badania naprężeń.

L. p.	D		d	
	przed przecięc.	po przecięc.	przed przecięc.	po przecięc.
1	13,55	13,54	11,03	11,02
2	13,79	13,80	11,08	11,09
3	13,78	13,73	10,93	10,93
4	13,54	13,53	11,06	11,05
5	13,49	13,50	10,97	10,99





Naprężenie $S = \frac{E\,t}{2} \cdot \frac{r_1 - r_2}{r_1 \cdot r_2}$

E — moduł sprężystości

t — grubość ścianki

r_1 — promień krzywizny przed rozcięciem

r_2 — „ „ po rozcięciu

jednak żadnej wzmianki o zapłonnikach. Można wnioskować, że autorzy, pomijając zupełnie zapłonniki, uważali je za składową część naboju mniej ważną, nie mniej jednak na podstawie badań wad zapłonników można stwierdzić, że stanowisko takie byłoby całkiem niesłuszne.

Niejednokrotnie przyczyna nieszczęśliwych wypadków wskutek wadliwych strzałów, której doszukiwano się w pociskach czy zapalnikach, tkwiła właśnie w zapłonnikach.

Od prawidłowego działania zapłonnika zależy w dużej mierze prawidłowe działanie naboju artyleryjskiego.

W konstrukcji zapłonnika powinno być przewidziane:

1) Bezpieczeństwo w czasie transportu.
2) Szczelność — dobra konserwacja.
3) Bezpieczeństwo przy ładowaniu naboju do komory działa.
4) Pełne funkcjonowanie i pełnowartościowy zapłon ładunku miotającego.
5) Szczelność zapłonnika w łusce.

Ponadto:

6) Zapłonnik nie powinien pękać w czasie strzału i nie powinien pozostawiać żadnych odłamków w lufie.

7) Zapłonnik powinien być uniwersalny, tj. dostosowany do różnych rodzajów łusek (z odpowiednim ładunkiem miotającym).

8) Łatwo wymienny.

9) Łatwy w wyrobie z materiałów krajowych.

10) W czasie mobilizacji możliwy do rekonstrukcji.

Prof. dr TADEUSZ URBAŃSKI
i inż. WIKTOR KRAWCZYK

STAŁOŚĆ CHEMICZNA HEKSOGENU

Zagadnienie stałości chemicznej heksogenu wyłoniło się w ciągu kilku lat ostatnich niemal jednocześnie z zagadnieniem stałości innego nowoczesnego materiału wybuchowego — pentrytu, w związku z rozwojem produkcji i zastosowania w praktyce obu materiałów wybuchowych.

Poglądy na stałość heksogenu i pentrytu nie są jeszcze całkowicie ustalone.

Pierwsze zanotowane w drukowanej literaturze badania należą do *Metza* [1]), który znalazł, że heksogen przejawia wobec ogrzewania w 110^0 i 132^0 większą trwałość niż pentryt i tetryl, zbliżając się do trwałości trotylu.

Majrich[2]) dochodzi do wniosku, że heksogen jest trwalszy od pentrytu, a nawet trotylu.

Tonegutti [3]), badając metodą *Talianiego* prężność produktów rozkładu wydzielających się przy ogrzewaniu różnych substancji wybuchowych w temp. 120—130^0, znajduje, że heksogen jest znacznie bardziej trwały niż pentryt, jednak mniej trwały niż trotyl.

Natomiast *Stettbacher* [4]) spostrzegł, że kwasowość heksogenu ogrzewanego przez 16$^1/_2$ godz. w 102^0 jest nieco większa niż kwasowość pentrytu poddanego takiemu samememu ogrzewaniu.

Haid, Becker i Dittmar [5]) znaleźli znów, że prężność gazowych produktów, wydzielających się z heksogenu w czasie ogrzewania w 75^0, jest początkowo znacznie większa niż prężność gazów wydzielających się w tych samych warunkach z pentrytu, tetrylu i trotylu. Dopiero po 60 dniach ogrzewania prężność gazów, jakie daje pentryt, staje się równa prężności gazów z heksogenu. Z tego wynika zarazem, że szybkość rozkładu heksogenu jest znacznie

mniejsza niż szybkość rozkładu pentrytu. Również szybkość rozkładu tetrylu jest większa niż heksogenu, pomimo że prężność gazów, wydzielających się z heksogenu, jest większa niż z tetrylu.

Wreszcie według badań *Toneguttiego* [3]) mieszanina heksogenu z trotylem [50/50] daje w temperaturze 120—125^0 w przyrządzie *Talianiego* większą prężność gazów niż czysty heksogen.

Analogicznego spostrzeżenia dokonał w tym samym czasie autor pracy niniejszej w przypadku pentrytu, w pracach ogłoszonych w okresie czasu 1933—1936 r. [6]), znajdując że dodanie nitrozwiązków aromatycznych takich jak nitrowe pochodne benzenu, toluenu i ksylenu powiększa szybkość rozkładu pentrytu w temperaturze 110—134,5^0. Do identycznego wniosku doszedł *Tonegutti* w przytoczonej pracy [3]).

Na podstawie tych doświadczeń należy sądzić, że domieszka nitrozwiązków aromatycznych wywiera wpływ szkodliwy nie tylko na pentryt, ale i na heksogen. Jednakże właściwa heksogenowi odporność na działanie podwyższonej temperatury powoduje to, że wpływ ujemny domieszki nitrozwiązków staje się w przypadku heksogenu mniej wyraźny, wreszcie, że nie ma żadnych obaw co do możliwości długotrwałego przechowywania heksogenu zmieszanego z nitrozwiązkami.

* * *

Celem pracy niniejszej było sprawdzenie istniejących poglądów na stałość heksogenu oraz wyjaśnienie, jak oddziaływają na tę nitroaminę domieszki nitrozwiązków aromatycznych.

Strata wagi heksogenu przy ogrzewaniu.

Zbadano 2 próbki heksogenu.

I-szą w ilości ok. 17 g. ogrzewano uprzednio w suszarce przez $36^1/_2$ godz. w 110^0 i następnie 10 godz. w 120^0.

II-gą w ilości ok. 12 g. ogrzewano 10 godz. w 120^0. Ogrzewanie to miało na celu pewne nadwyrężenie stałości chemicznej heksogenu i zapoczątkowanie ewentualnego rozkładu.

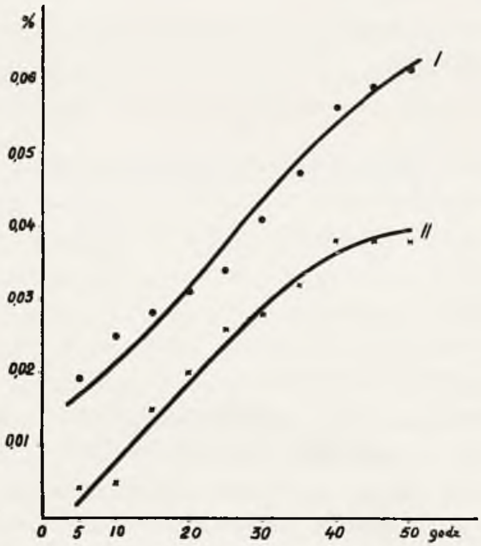
Obydwie próbki ogrzewano następnie w 120^0 przez 50 godz. i ważono co 5 godz. Uzyskano wyniki podane na tablicy I i rys. 1.

Zwraca na siebie uwagę prostolinijna zależność straty wagi próbki I heksogenu od czasu ogrzewania.

Tablica I.

Czas ogrzewania godz.	Próbka I 17 g.		Próbka II 12 g.	
	strata w g.	strata w %	strata w g.	strata w %
5	0,0033	0;019	0,0005	0,004
10	0,0043	0,025	0,0006	0,005
15	0,0048	0,028	0,0018	0,015
20	0,0052	0,031	0,0024	0,020
25	0,0058	0,034	0,0031	0,026
30	0,0070	0,041	0,0034	0,028
35	0.0080	0,047	0,0038	0,032
40	0,0095	0,056	0,0045	0,038
45	0,0101	0,060	0,0045	0,038
50	0,0106	0,062	0,0046	0,038

Rys. 1.



Zbadano nadto kwasowość próbki I po ukończonym ogrzewaniu 50 godzinnym. P_H wyniosło 7,03 przy użyciu wody o $P_H = 7{,}08$. Mimo długotrwałego ogrzewania heksogen nie stał się więc kwaśny.

Prężność gazów wydzielających się z heksogenu przy ogrzewaniu.

Badania wstępne.

Próbkę I-szą (ogrzewaną uprzednio $36\frac{1}{2}$ godz. w 110^0 i 10 godzin w 120^0) umieszczono w ilości 1,3 g. w przyrządzie *Talianiego* i ogrzewano w $134,5^0$.

Odczytanie prężności gazów dało nast. wynik:

po $3\frac{1}{2}$ godz. — 1 mm Hg.

Po wyjęciu z aparatu na następny dzień próbkę ogrzewano jeszcze przez 5 godz., co dało znowu 1 mm Hg.

Na trzeci dzień powtórzono próbę: po 5 godz. znaleziono 2 mm Hg.

Te wstępne doświadczenia wskazują na wielką wytrzymałość heksogenu wobec ogrzewania.

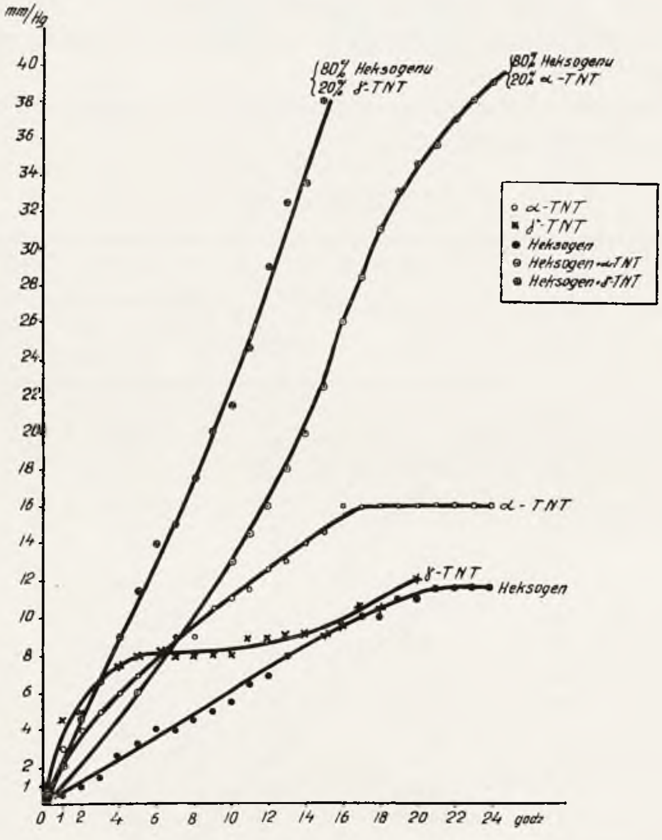
Tablica II.

Czas ogrzewania w godz.	Prężność w mm Hg.				
	heksogen 1,625 g.	α - TNT 1,625 g.	γ - TNT 1,625 g.	80% heksogenu 20% α - TNT 1,560 g.	80% heksogenu 20% γ - TNT 1,625 g.
1	0,5	3	4,5	—	2
2	1	4	6	—	4,5
3	1,5	5	6,5	—	6,5
4	2,5	6	7,5	—	9
5	3	7	8	6	11,5
6	4	8	8	—	14
7	4	9	8	—	15
8	4,5	9	8	—	17,5
9	5	10,5	8	—	20
10	5,5	11	8	13	21,5
11	6,5	11,5	9	14,5	24,5
12	7	12.5	9	16	27
13	8	13	9	18	29
14	9	14	9	20	32
15	9	14,5	9,5	22,5	33,5
16	9,5	16	10,5	26	35,5
17	10	16	10,5	28,5	38
18	10	16	11,5	31	—
19	11	16	12	33	—
20	11	16	—	34,5	—
21	11,5	16	—	35,5	—
22	11,5	16	—	37	—
23	11,5	16	—	38	—
24	11,5	16	—	39	—

Badania szczegółowe dokonano na kilku próbkach heksogenu (nie ogrzewanego uprzednio) oraz na trotylu i γ - trójnitrotoluenie. Wyniki podaje tablica II (patrz str. 494).

Doświadczenia te wskazują na nieco większą skłonność do wydzielania produktów gazowych przez trotyl niż przez heksogen. Widoczne to jest szczególnie na rys. 2, podającym stopniowy wzrost

Rys. 2.



prężności gazów w funkcji czasu (próbki po 1,625 g.). Charakterystyczne jest tu zagięcie krzywych po 16 godz. ogrzewania w przypadku trotylu, a po 20—21 godz. w przypadku heksogenu. Ogrzewanie dłuższe ponad ten okres czasu nie powoduje już dalszego wzrostu prężności gazów. Krzywa heksogenu na rys. 2 przypomina w znacznym stopniu krzywą II strat wagi na rys. 1.

Nie zrozumiała jest względnie duża odporność wobec ogrzewania γ-trójnitrotoluenu, większa niż α-trójnitrotoluenu, a odpowiadająca odporności heksogenu.

Dużą wytrzymałość termiczną heksogenu widzimy szczególnie wyraźnie wówczas, gdy porównujemy ją z wytrzymałością pentrytu: według badań autora pracy niniejszej [6]) pentryt daje prężność gazowych produktów rozkładu równą 100 mm Hg już po upływie $68^1/_2$ min. ogrzewania.

Badanie mieszanin heksogenu z nitrozwiązkami aromatycznymi.

Zbadano w przyrządzie *Talianiego* w $134{,}5^0$ mieszaninę 80% heksogenu z 20% trotylu. Okazało się, że rozkład mieszaniny postępuje nieco szybciej niż rozkład czystego heksogenu lub czystego trotylu (tablica II).

Krzywą rozkładu mieszanki podaje również wykres — rys. 2.

Podobne wyniki osiągnięto w przypadku mieszaniny heksogenu z 9% trotylu. Do badania tego wzięto heksogen uprzednio ogrzewany w 110^0 w ciągu 36 godz.

Wyjaśniono tu, że po upływie $2^3/_4$ godz. ogrzewania w $134{,}5^0$ próbka 1,3 g heksogenu daje prężność gazowych produktów rozkładu 8 mm Hg.

Próbka 1,3 g. mieszaniny heksogenu z 9% trotylu — prężność 10 mm Hg.

Próbki wyjęto z aparatu i na następny dzień wznowiono badanie. Dały one następujący wynik po upływie $3^1/_2$ godz. ogrzewania:

heksogen dał prężność — 10 mm Hg,

mieszanina heksogenu z 9% trotylu — 15 mm Hg.

Doświadczenie powtórzono jeszcze raz i uzyskano na 3-ci dzień następujące wyniki:

po $4^1/_2$ godz. ogrzewania:

heksogen — 4 mm Hg,

mieszanina heksogenu z 9% trotylu — 9 mm Hg.

Podobne doświadczenia przeprowadzono nad heksogenem w mieszaninie z γ-trójnitrotoluenem osiągając wyniki następujące:

1,3 g. heksogenu dał po $3^1/_2$ godz. ogrzewania w $134{,}5^0$—1 mm Hg,

1,3 g. mieszaniny heksogenu z 9% γ-trójnitrotoluenu—4 mm Hg.

Na następny dzień wznowiono ogrzewanie.

Po 5 godz. ogrzewania:

heksogen dał prężność 1 mm Hg,

mieszanina — 5 mm Hg.

Na trzeci dzień, po 5 godz. ogrzewania:

heksogen dał prężność 2 mm Hg,
mieszanina — 6 mm Hg.

Zbadano również mieszaninę 80% heksogenu z 20% γ - trójnitrotoluenu. Wyniki podaje rys. 2 oraz tablica II.

Chcąc wreszcie wyjaśnić, czy inne nitrozwiązki aromatyczne posiadają tę samą właściwość co i trotyl obniżania wytrzymałości heksogenu wobec ogrzewania, zbadano w podobny sposób heksogen równolegle z jego mieszaniną z *s* - trójnitrobenzenem:

1,3 g. heksogenu po $6^1/_2$ godz. ogrzewania w $134{,}5^0$ daje prężność 4 mm Hg,

1,3 mieszaniny heksogenu z 9% trójnitrobenzenu daje prężność 6 mm Hg.

Na następny dzień, po $4^3/_4$ godz. ogrzewania:

heksogen dał prężność 8 mm Hg,
mieszanina heksogenu z 9% trójnitrobenzenu — 9 mm Hg.

Oddzielną próbkę heksogenu z 9% trójnitrobenzenu ogrzewano w 110^0 przez 12 godz., po czym zbadano ją równolegle z heksogenem w przyrządzie Talianiego, ogrzewając $5^1/_2$ godz. w $134{,}5^0$:

1,3 g. heksogenu dał prężność 6,5 mm Hg,
1,3 g. mieszanki — prężność 9,5 mm Hg.
Na następny dzień ogrzewano dodatkowo próbki przez 6 godz.
heksogen dał prężność 6 mm Hg,
mieszanka — prężność 8 mm Hg.

Na obu przykładach widzimy więc lekkie obniżenie stałości heksogenu pod wpływem obecności trójnitrobenzenu, jednak jest ono znacznie mniej wyraźne niż w przypadku obu zbadanych trójnitrotoluenów: α i γ.

Omówienie wyników i streszczenie.

Na podstanie opisanych doświadczeń można stwierdzić, że heksogen należy do materiałów wybuchowych bardzo trwałych, wykazujących dużą odporność wobec ogrzewania do temperatury $134{,}5^0$. Pod tym względem zbliża się do nitrozwiązków aromatycznych takich jak np. trotyl. Zgadza się to z poglądami *Metza i Majricha*, wyrażonymi już dawniej.

Mieszanina heksogenu z nitrozwiązkami aromatycznymi, takimi jak α - trójnitrotoluen, γ - trójnitrotoluen, s - trójnitrobenzen w ilości

9—20% wykazuje mniejszą „stałość chemiczną" w temperaturze 120—134,5° niż poszczególne składniki mieszaniny: czysty heksogen i czysty nitrozwiązek aromatyczny.

Zgadza się to ze spostrzeżeniem *Toneguttiego* opisanym w 1935 r.

LITERATURA.

1) L. Metz. Z. ges. Schiess-Sprengstoffw. *24*, 337 (1929).
2) A. Majrich. Mém. de l'Artil. Franç. *14*, 27 (1935).
3) M. Tonegutti. La Chimica e l'Industria. *17*, 517 (1935).
4) A. Stettbacher. Nitrocellulose. *4*, (1935).
5) Haid, Becker i Dittmar. Z. ges. Schiess-Sprengstoffw. *30*, 66 (1935).
6) T. Urbański i B. Kwiatkowski. Przem. Chem. *17*, 170 (1933).
T. Urbański, B. Kwiatkowski i W. Miładowski. Przem. Chem. *19*, 225 (1935). Z. ges. Schiess-Sprengstoffw. *32*, 1, 29, 57, 85 (1937).

662. 1

Kpt. s. s. STANISŁAW ŁYSIŃSKI

SPOSTRZEŻENIA NAD PIORUNIANAMI MIEDZI

Osnową niniejszego artykułu będzie szereg doświadczeń przeprowadzonych osobiście w r. 1937, dotyczących wyrobu i podstawowych własności piorunianów miedzi.

Badania te miały na celu między innymi:

1) ustalenie wzorów piorunianów miedzi dwuwartościowej obok znanej soli miedzi jednowartościowej, Cu ONC;

2) poznanie warunków racjonalnego wyrobu i własności praktycznych piorunianów miedzi;

3) uskutecznienie wyrobu mieszanek palnych, zawierających azotan baru i węgiel drzewny obok piorunianów miedzi;

4) próby przebicia płyt ołowianych 2 g spłonkami piorunianów Cu;

5) zachowanie się w. wym. związków wobec zmian ładunków elektrostatycznych itp.

Prace swe opierałem na znanych już dawniej faktach, wyłożonych przez Wöhlera i Martina. [1])

Wyrób piorunianu miedzi jednowartościowej polega na reakcji wymiany:

$$Hg(ONC)_2 + 2\,Cu \longrightarrow 2\,Cu\,ONC + Hg.$$

Sposób wg Wöhlera i Martina polega na mieszaniu pod wodą 2 g $Hg(ONC)_2$ z 12 — 20 cm^3 nasyconego amalgamatu miedzi. Reakcja kończy się, gdy otrzymany osad po rozpuszczeniu w H_2SO_4 nie wykazuje obecności rtęci. Zawiesinę rtęci usuwa się z osadu ostatecznie przez dodanie paru kropli rozcieńczonego H_2SO_4. Osad przemywa się następnie wodą, alkoholem, eterem i suszy się w próżni. Miedź określa się elektrolitycznie.

---

[1]) Zeitschr. f. d. g. Schies—u. Spr. W., 1937 — artykuły o wyrobie i termodynamice piorunianów.

Chcąc otrzymać laboratoryjnie Cu ONC w stanie czystym, trzeba:

1) starannie rozdrobnić składniki wchodzące do reakcji; 2) poddać je powolnemu i długotrwałemu mieszaniu z przerwami; 3) unikać tarcia na sucho, co osiąga się przez dodanie znacznej ilości wody.

Wypróbowano kilka postaci Cu: cienkie blaszki o wymiarach ok. $(20 \times 4) cm^2$, ziarenka o średnicy ok. 1 mm, wreszcie miedź w postaci mączki otrzymywaną wg reakcji

$$CuSO_4 + Fe \longrightarrow FeSO_4 + Cu.$$

Przy zastosowaniu tej ostatniej postaci miedzi reakcja przebiegała najszybciej, tak iż przy powolnym mieszaniu—z 10 przerwami po 15 min.—trwała ok. 6 godzin.

W zlewce o średnicy ok. 12 cm umieszczono ok. 100 g Hg; do połowy zaś wysokości zlewki—wodę, 4 g $Hg(ONC)_2$ i 2 g Cu. Po dokładnym zatopieniu w wodzie piorunianu rtęci, którego pewna niezwilżona część stale wypływa na wierzch, tak że wreszcie trzeba ją usunąć — zawartość zlewki wprawia się w ruch wirowy za pomocą łopatki rogowej z małą szybkością (aby uniknąć tworzenia się zawiesiny rtęci w całej masie).

Powstałą na dnie zawiesinę rtęci oddziela się za pomocą wirówki, wreszcie wyługowuje rozcieńczonym H_2SO_4. Przerwy 10—15 minutowe w mieszaniu potrzebne są właśnie dlatego, aby powstające drobne kuleczki rtęci miały czas opaść na dno. Ogółem przebieg tworzenia się Cu ONC powinien trwać 6 do 10 godzin, gdyż przy dłuższym jego trwaniu mogą powstać produkty uboczne (o których mowa niżej).

Otrzymany *piorunian miedziowy* po oddzieleniu za pomocą wirówki i przemyciu b. rozcieńczonymi roztworami HCl lub H_2SO_4 oraz destylowaną wodą, a następnie wysuszeniu—ma wygląd proszku ciemno popielatego o kryształkach 20 — 50 razy mniejszych niż u $Hg(ONC)_2$.

Proszek ten można przechowywać pod wodą dystylowaną w ciągu 2 — 3 dni bez widocznych zmian chemicznych. Przy dłuższym trzymaniu pod wodą powstaje częściowo żółty osad — $Cu(OH)_2$. Trwalszym jest piorunian przechowywany w eterze, lecz ze względów na niebezpieczeństwo (oparzenia w razie wybuchu) — lepiej przechowywać go w czterochlorku węgla (CCl_4) lub w trójchloroetylenie (C_2HCl_3).

Dla potrzeb laboratoryjnych suszyć go można małymi porcjami na małych parownicach w ciągu doby w temperaturze zwykłej lub do 30^0. Po wysuszeniu wszelkie manipulacje z piorunianem wymagają następujących ostrożności: 1) nakładania okularów ochronnych; 2) nakładania rękawic; 3) przed zeskrobywaniem zważyć ostrożnie parownicę z wysuszonym materiałem w celu zanotowania ilości suchego piorunianu; 4) łopatkę rogową przy zeskrobywaniu za każdym razem zwilżać w destylowanej wodzie, a jeszcze lepiej całą zawartość parownicy lekko zwilżyć; 5) części zeskrobane usuwać na bezpieczną odległość; 6) mieszanie z węglem drzewnym sproszkowanym i azotanem baru, jakkolwiek przy nieznacznym zwilżeniu jest bezpieczniejsze (mniejsze tarcie), to jednak wymaga zachowania w. wym. ostrożności; 7) zaprasowywanie materiału do spłonek wykonywać należy w prasie opancerzonej.

Aby uniknąć domieszki molekularnej miedzi w otrzymywanym materiale, używano do wyrobu grubych probówek ze szczelnie dopasowanym korkiem, w który zatykano blachy miedziane umieszczając w probówce: ok. 50 g rtęci, 2 g $Hg(ONC)_2$ i resztę przestrzeni wypełniając szczelnie wodą.

Przez długotrwałe (ok. 3 dni) i mocne kłócenie zawartości probówek otrzymywano materiał zanieczyszczony zawiesiną rtęci, trudną do oddzielenia, a obok ciemno popielatego Cu ONC także domieszki koloru jasno zielonego i żółto zielonego o b. nierównych własnościach wybuchowych. Te zielone związki miedziowe wybuchają z rozmaitą siłą, poczynając od deflagracji i zwykłego wybuchu aż do wyraźnej detonacji. W przypadku deflagracji na papierze filtrowym ogrzewanym nad płomieniem spirytusowym otrzymujemy b. obfity osad koloru brunatnego (Cu O); w przypadkach wybuchów średniej siły powstaje prócz tego większa lub mniejsza ilość czerwonego nalotu wolnej, czystej miedzi; wreszcie w przypadku detonacji — zjawisku towarzyszy silny suchy trzask oraz wystrzępienie papieru, na którym wybuchła odrobina materiału, a na papierze osadza się sam tylko nalot miedzi.

Inny jeszcze sposób laboratoryjnego wyrobu polega na ogrzewaniu na parownicy porcelanowej mieszaniny piorunianu rtęci z miedzią (w proszku), umieszczonej nad rtęcią i pod wodą. Na ścianach parownicy przy powierzchni wody osadza się nieznaczna ilość materiału krystalicznego o barwie jasno zielonej, który po wysuszeniu go, za ogrzaniem na papierze filtrowym nad płomieniem spirytusowym wybucha b. gwałtownie.

Jeszcze silniej wybucha związek o barwie jasno zielonej otrzymywany wg pierwszego sposobu w zlewce nad popielatym szlamem, jeśli prócz innych części zawiera ona blachy miedziane i ta zawartość była pozostawiona na dłuższy czas, np. 10 dni. Po upływie zaś ok. 2 tygodni w zlewce powstają już tylko *związki miedziowe* ($Cu^{\cdot\cdot}$) barwy jasno zielonej i żółto zielonej. Badając metodycznie zawartość zlewki po upływie 2 tygodni, ustaliłem następującą charakterystykę tych związków:

a) Część zebrana z powierzchni cieczy — przedstawia materiał, który będąc umieszczony na papierze filtrowym za ogrzaniem nad płomieniem lampki spirytusowej wybucha *z silnym trzaskiem* nawet w minimalnej ilości, powodując przebicia papieru o brzegach wystrzępionych [podobnie jak $Pb(N_3)_2$] pokrytych nalotem czystej miedzi.

b) Część środkowa zawartości zlewki—to główna masa przedstawiająca *roztwór jasno zielony*, który po odparowaniu na parownicy daje masę trawiasto zieloną z żółto brunatnym zanieczyszczeniem, powstającym już w temperaturze 80^0. Ta część wybucha na ogół słabo i nierówno, dając b. dużo czarno brunatnego osadu w postaci plam na papierze filtrowym

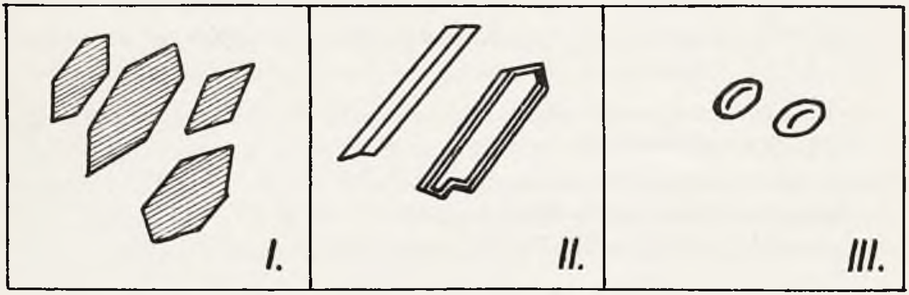
c) Część dolna—jest to osad jasno zielony, który po zebraniu go na filtrze, przepłukaniu na parownicy i wysuszeniu w temp. 30^0 wykazywał zmienne własności wybuchowe, lecz na ogół dawał mocne wybuchy o dużym białym płomieniu o brzegach zielonych.

Wydajność laboratoryjna przy użyciu 13,5 g $Hg(ONC)_2$ i zastosowaniu w. wym. mieszanych sposobów wyniosła 6,085 g piorunianowych związków $Cu^{\cdot}$ i $Cu^{\cdot\cdot}$ z zanieczyszczeniami.

Przechodząc do dalszej charakterystyki zielonych związków piorunianu $Cu^{\cdot\cdot}$, dodam, że wszystkie one rozpuszczają się w b. rozcieńczonych roztworach kwasów: HNO_3, H_2SO_4 i HCl, podczas gdy ciemno popielaty CuONC w tych roztworach nie rozpuszcza się w sposób widoczny, natomiast rozpuszcza się w skoncentrowanym HNO_3. Wrażliwość ich uderzeniowa (przy 2 kg kafarku) waha się w granicach 2—4 cm na 20 prób bezpośrednio po sobie wykonanych.

Przy 310-krotnym powiększeniu pod mikroskopem przedstawiają te trzy części skupienia b. drobnych ziarenek, których kształtu nie można jeszcze rozpoznać, podczas gdy ciemno popielaty *piorunian miedziawy* przedstawia w tym powiększeniu niewyraźne kryształki kształtem przypominające pryzmy jednoskośne (grupa I na rys. 1).

I grupy kryształków najwięcej znaleziono tam, gdzie była widoczna domieszka popielatego osadu. Grupy II znaleziono wyjątkowo tylko 2 kryształki. III zaś grupy — ziarna kroplistego kształtu przeświecające—znaleziono 2 na 3—4 pól widzenia. Reszta, tj. więsza część osadu, nie posiadała ziarn określonego kształtu.



rys. I.

Już pobieżna analiza, przez porównanie objętości roztworów, zawierających znane stężenia soli miedziowych ($Cu SO_4$) i nieznanej soli $Cu^{\cdot\cdot}$ o jednakowych stężeniach zabarwienia przez dodanie NH_4OH, wykazała obecność ok. 0,01432 g Cu w 0,03 g wysuszonego jasno zielonego związku piorunianowego $Cu^{\cdot\cdot}$, co stanowi 47,73%.

W wyniku dalszej dokładnej analizy w 0,0487 g związku $Cu^{\cdot\cdot}$ znaleziono 0,0220 g Cu, co odpowiada 45,17%.

Taki skład procentowy badanej soli choć nie wyklucza obecności w niej różnych soli zasadowych, jak np. $Cu_2(ONC)_3OH$, najbardziej jednak odpowiada wzorowi $Cu(ONC)_2$ z nieznacznymi domieszkami $Cu(OH)_2$ itp.

Mieszaniny piorunianowe Cu po dokładnym wysuszeniu okazały się dość wrażliwymi na tarcie. Wobec tego manipulacje z nimi na sucho wymagają szczególnych ostrożności (okulary itp.).

Związki piorunianowe miedziawe i miedziowe przy rozcieraniu w moździerzu w stanie suchym zawsze wybuchają. Czysty piorunian miedziawy Cu ONC od uderzenia wybucha na pewno dopiero przy uderzeniu 2 kg kafarka z wysokości 4 cm.

Próby zapłonowe na bloku Macquenne'a dla jasno zielonych związków dały wyniki następujące:

1. Przy stopniowym ogrzewaniu w ciągu 20 min. do 210^0: w temperaturze ok. 160^0 próbka stopniowo zmienia barwę z jasno zielonej na brunatną, a przy 210^0 przechodzi w kolor ciemno brunatny i już nie wybucha ani od uderzenia, ani od zetknięcia z płomieniem. Zatem przy stopniowym ogrzewaniu na bloku Macquenne'a próba nie daje wyników pozytywnych.

2. Przy uprzednim ogrzewaniu bloku do określonych temperatur i następnym umieszczaniu na nim próbek otrzymano wyniki następujące:

	przy temperaturze	bloku	$= 160^0$	— brak wybuchu
1)	„	„	$= 180^0$	— brak wybuchu i początek brunatnienia
2)	„	„	$= 200^0$	— brak wybuchu i początek brunatnienia
3)	„	„	$= 210^0$	— *wybuch*
4)	„	„	$= 207^0$	— brak wybuchu i szybkie brunatnienie.
5)	„	„	$= 208^0$	— *wybuch.*

Cu ONC, oczyszczony od $Cu^{\cdot\cdot}$ przez przemycie słabym roztworenm HNO_3, wysuszony, a następnie ogrzewany na papierze, wybucha znacznie mocniej niż $Hg(ONC)_2$ — z silnym trzaskiem, dużym białym płomieniem o zielonych brzegach, zostawiając na papierze czysty czerwony nalot Cu.

Przy wyżej opisanym mieszanym sposobie wyrobu, połączonym nadto z ogrzewaniem cieczy przy trwaniu reakcji ok. 2 tygodni z dostępem tlenu, światła, nadmiaru wody, powstają związki piorunianowe kilku typów, jak to przedstawia np. schemat niżej zamieszczony rozkładu ich przy ogrzewaniu.

1.	2 Cu ONC ⟶ wybuch ⟶ 2 Cu (czysty nalot) + 2 CO + N_2
2.	2 Cu (ONC) OH ⟶ { $Cu(ONC)_2$ ⟶ wybuch ⟶ Cu + 2 CO + N_2 ; $Cu(OH)_2$ — brunatne plamy Cu O na papierze }
3.	$(Cu\,ONC)_2\,O$ lub (Cu ONC) O (Cu OH) { ich wybuch pozostawia obfity nalot czerwony i czarno brunatny osad }

Z powyższego wynika, że jedne z tych związków są dość trwałe i wybuchają bezpośrednio przy ogrzewaniu, inne zaś przejściowo wydzielają $Cu(OH)_2$.

Powstawanie związków $Cu^{\cdot\cdot}$ ułatwia ta część piorunianu rtęci, która wypływa na powierzchnię wody, gdzie styka się z powietrzem.

Jeżeli wszystkie części zawierające $Cu^{\cdot\cdot}$ rozpuścimy w roztworze HNO_3, a następnie potraktujemy amoniakiem, to powstanie osad trawiasto zielony, który za ogrzewaniem już nie wybucha, a tylko brunatnieje wg reakcji:

$$Cu(OH)_2 \rightarrow CuO + H_2O.$$

Zauważyłem, że minimalne ilości piorunianowych związków $Cu^{\cdot\cdot}$ pozostawione w stanie wilgotnym na powierzchni rtęci w suchej parownicy porcelanowej, po wprawieniu rtęci w dłuższy ruch wirowy, w miarę wysychania, samorzutnie z trzaskiem wybuchały nawet po ustaniu ruchu wirowego. Zjawisko to zachodziło zawsze przy wielokrotnych próbach. Być może, że przyczyną tego spontanicznego rozkładu piorunianów $Cu^{\cdot\cdot}$ są zmiany ładunków elektrostatycznych, zachodzące na powierzchni rtęci izolowanej przez porcelanową parownicę — podczas mieszania. Bardzo słabe, niewidoczne wyładowania statyczne, powstające w warunkach naładowania elektrycznością ostrych kryształków na b. gładkiej powierzchni, jaką przedstawia rtęć, wywołać mogą zniszczenie (pękanie) kryształków, co pociąga za sobą wybuch.

Aby uniknąć tego zjawiska w większych masach, potrzeba stosować: domieszki składników przewodzących elektryczność (np. pewne sole), uziemienie aparatury, stan umiarkowanej wilgoci itp.

Przechodząc do prób *wyrobu na większą skalę*, a mając na względzie przytoczone dotychczas spostrzeżenia, można sprowadzić czynności wyrobu technicznego do następujących punktów.

1. Przygotowanie czystego nasyconego amalgamatu miedzi oraz czystej miedzi w postaci mączki, starannie oczyszczonej z domieszek $Fe^{\cdot\cdot}$.

2. Przygotowanie ilości stechiometrycznej piorunianu rtęci (odpowiadającej ilości Cu, dodanej do amalgamatu) i dokładne zatopienie w wodzie. Aparat przedstawia schematycznie rys. 2.

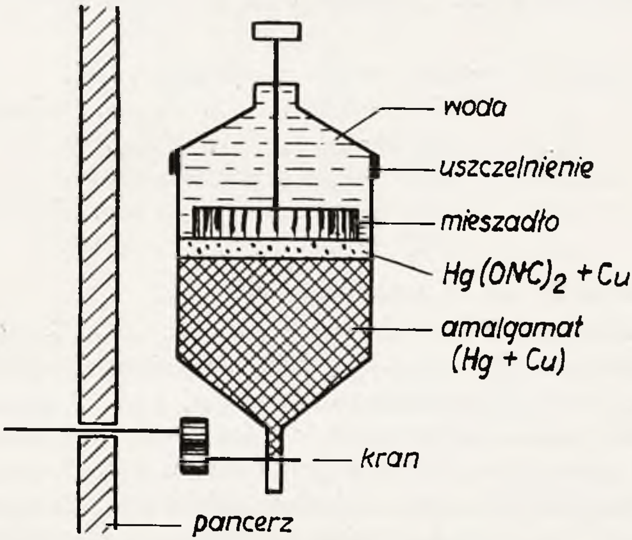
3. Wyżej wym. części umieścić w aparacie wypełnionym wodą tak, aby $Hg(ONC)_2$ i Cu zajmowały w nim jak najcieńszą warstwę i aby całkowity przebieg reakcji mógł trwać co najdłużej 6 godzin.

4. Mieszadło porusza się z szybkością tak uregulowaną, żeby

największa jego szybkość linjowa (w punktach skrajnych) nie przekraczała 5 cm/sek, aby zawiesina rtęci zdążyła opaść.

5. Po ukończeniu reakcji — stopniowo usuwając poszczególne części przez dolny kran, a powiększając lub zmniejszając szybkość mieszania przy przejściu poszczególnych części, można tym sposobem zebrać dość mało zanieczyszczony CuONC.

6. Ten ostatni można przemyć b. rozcieńczonymi HNO_3 lub HCl, a następnie destylowaną wodą. Przechowywać w wodzie dest. do 3 dni lub dłużej w CCl_4 lub C_2HCl_3 (próby!).



rys. 2.

Dobre wyniki daje również przemywanie b. rozcieńczonym H_2SO_4 (wg Wöhler'a i Martin'a), jednak minimalne zanieczyszczenia kwasem siarkowym przyśpieszają następnie zmiany chemiczne w materiale. Rtęć można zgruba oddzielać za pomocą wirówki.

Przechowywany w stanie czystym i suchym CuONC jest dość trwałym związkiem; zanieczyszczony, zwłaszcza zakwaszony i wilgotny, przechodzi zwolna od powierzchni w zielone związki $Cu^{\cdot\cdot}$.

Wg danych Wöhlera i Martina wiadomości, dotyczące ciepła uwalnianego przy wybuchu oraz zdolności pobudzającej CuONC w zestawieniu z $Hg(ONC)_2$ i odpowiedniemi azydkami, przedstawiają się jak następuje:

1) Ciepło wydzielane przy wybuchu 1 g mat. inicjującego — w kaloriach gramowych:

$Hg(ONC)_2$ — 397	$Hg(N_3)_2$ — 266.
CuONC — 508	CuN_3 — 582.

2) Zdolność pobudzająca, wyrażona w minimum gramów materiału inicjującego dla pobudzenia 0,5 g danego materiału wybuchowego:

$Hg(ONC)_2$	— 0,29 — 0,3	g	pobudza	tetryl,
„	0,3 — 0,35	„	„	kwas pikrynowy,
„	0,36 — 0,4	„	„	trotyl;
CuONC	— 0,025 — 0,05	g	pobudza	tetryl,
„	0,08 — 0,1	„	„	kw. pikrynowy
„	0,15 — 0,20	„	„	trotyl.

Własności te nie są znane dla $Cu(ONC)_2$,

Z doświadczeń własnych wynika, że tak CuONC, jak i piorunianowe związki $Cu^{\cdot\cdot}$ posiadają *znacznie większą ściśliwość* niż $Hg(ONC)_2$. Przy sile zaprasowywania równej ok. 150 kg/cm² 2 gramy $(CuONC + Cu(ONC)_2)$ zajmują w spłonce artyleryjskiej o średnicy 10 mm pewną wysokość *h* w granicach od 7 do 9 mm, podczas gdy 2 gramy $Hg(ONC)_2$ pod ciśnieniem 200 kg/cm² zajmują wysokość ok. 10 mm. Wynika stąd również praktycznie większa gęstość grawimetryczna dla CuONC i $Cu^{\cdot\cdot}$, co nie pozostaje bez wpływu na zdolność pobudzającą materiału inicjującego.

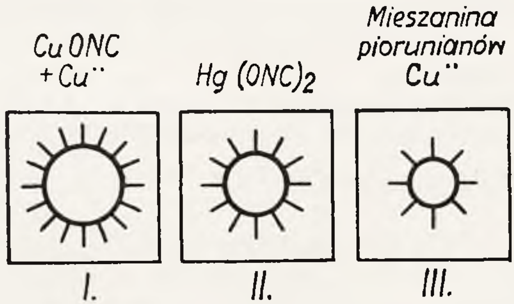
Aby cokolwiek zbliżyć się do wyjaśnienia tych zagadnień, badałem siłę miażdżącą dwugramowych spłonek artyleryjskich napełnionych piorunianami miedzi i rtęci na płytkach ołowianych jednakowej grubości (ok. 8 mm).

Rys. 3 przedstawia *porównawczo* wyniki tych prób.

Z porównania trzech powyższych wyników można wnioskować, że *zupełnie czysty CuONC* dałby wybicie płytki jeszcze lepsze niż w wypadku I.

Przy wyjątkowo trudno pobudliwych materiałach wybuchowych, wypełniających wkrętki głowicowe, dwugramowe spłonki artyleryjskie napełniane (60% CuONC + 40% $Cu^{\cdot\cdot}$), podobnie jak 2 g spłonki piorunianem rtęci, użyte do zapalników, powodują tylko rozrzucenie

materiału wybuchowego. O skuteczności działania spłonek zawierających 2,2—2,5 g czystego CuONC mogłyby rozstrzygnąć tylko badania praktyczne. Wg wywodów R. Mewesa termodynamiczne działania materiałów inicjujących wyrażone w kg na cm² są o 3 — 60% mniejsze, niż to wynika z teretycznych rozważań L. Wöhlera i F. Martina [1]).



rys. 3.

Omawiane tu związki Cu˙ i Cu¨ są to ciała łatwo schnące — niehigroskopijne. Przy zwilżeniu, flegmatyzowaniu za pomocą wody lub płynów szybko schnących (CCl_4 itp.) dają się one dość bezpiecznie mieszać z węglem, azotanem baru, szkłem tłuczonym itp. Umieszczony na blaszce miedzianej w stanie wilgotnym CuONC wysycha nie zmieniając barwy i nie reagując z miedzią. Związki piorunianowe Cu˙ i Cu¨, ogrzewane w ciągu 2 godzin w temperaturze 60—70°, nie zmieniają swych własności wybuchowych.

Przechodząc do mieszanin zapalnych, zauważę, że chociaż ostatnie wymagania techniki materiałów inicjujących poszły w kierunku wyrobu mieszanin zapłonowych na drodze suchej, którą trudno stosować wobec wielkiej wrażliwości na tarcie porunianowych związków Cu˙ i Cu¨, to jednak przy ich drobnokrystaliczności w porównaniu z $Hg(ONC)_2$ oraz możności dodawania zamiast wody innego, szybko schnącego flegmatyzatora (np. CCl_4) — związki te mogą również wejść w skład mieszanek zapłonowych.

W celu wypróbowania mieszanek zapłonowych, zawierających pioruniany Cu˙ i Cu¨, przygotowano najpierw mieszankę palną z azo-

---

[1]) l. c.

tanu barowego $Ba(NO_3)_2$ i sproszkowanego węgla (C) olszynowego w stosunku wagowym, wynikającym ze stosunku stechiometrycznego: $Ba(NO_3)_2 : 5C$, ponieważ, jak wykazały doświadczenia, spalanie węgla zachodzi wtedy najdokładniej dając najintensywniejszy płomień. Z wielu mieszanek zapłonowych do ostatecznych prób wybrano cztery — o składach następujących:

1)	jasno ziel. piorunianu $Cu^{\cdot\cdot}$	— 20,53 %
	węgla olszynowego	— 15,74 „
	$Ba(NO_3)_2$	— 53,79 „
	szkła tłuczonego	— 9,94 „
		100,00 %
2)	piorunianów $Cu^{\cdot} + C^{\cdot\cdot}$	— 46,81 %
	C	— 7,24 „
	$Ba(NO_3)_2$	— 24,68 „
	szkła	— 21,27 „
		100,00 %

3)	piorunianu $Cu^{\cdot}$	— 41,42
	C	— 12,09
	$Ba(NO_3)_2$	— 43,07
	szkła	— 3,42
		100,00

4)	pior. $(Cu^{\cdot} + Cu^{\cdot\cdot})$	— 20,00
	pikrynianu miedzi	— 20,00
	C	— 13,60
	$Ba(NO_3)_2$	— 46,40
		100,00

Azotan baru [1]) zastąpił tu dotychczas stosowany chloran potasu, który powoduje korozje przewodów luf kb.



rys. 4.

Masę poszczególnych mieszanek rozcierano na mokro tak długo, aż poczęła przechodzić w stan sypki, po czym napełniano nią miseczki mosiężne, czyli tzw. kapturki do spłonek saperskich (rys. 4) i zaprasowywano ręcznie, póki masa była jeszcze wilgotną.

[1]) Jednym z pierwszych zastosowań $(Ba(NO_3)_2$ była mieszanka zapłonowa Peters Cartridge Co (patent U. S. A. 1936), zawierająca oprócz piorunianu rtęci — azotan baru, dwuchromian ołowiu, rodanek ołowiu, szkło itp., przy czym $Hg(ONC)_2$ niekiedy zastępuje się azydkiem lub trójnitrorezorcynianem ołowiu.

W jednych z tych kapiszonów przykrywano masę zapłonową z wierzchu i od spodu krążkami miedzianymi, w innych pozostawiano masę nie przykrytą. Z pierwszej mieszanki przygotowano 10 kapiszonów, z drugiej i trzeciej po 20, a z czwartej — 8 kapiszonów po 0,1 grama. Te 58 kapiszonów wysuszono w ciągu 1 godziny w suszarce o temp. 60^0—70^0 i po upływie jeszcze 2—7 dni poddawano kolejno próbom: uderzenia ręcznym młotkiem i 2 kg kafarkiem, a także działaniu płomienia spirytusowego — z następującymi wynikami:

Mieszanka 1). Wybucha b. słabo z rozpryskami i żarzeniem. Wymaga do zapalenia kilkakrotnych uderzeń młotka na kowadle aż do zupełnego rozpłaszczenia kapiszona. W zetknięciu z płomieniem spala się nierówno z rozpryskami.

Mieszanka 2). Wybucha silnie z intensywnym płomieniem przy uderzeniu kapiszona 2 kg kafarkiem z wysokości od 5 cm. Luźna mieszanka umieszczona pod tłoczkiem daje niezawodne silne wybuchy przy uderzeniu 2 kg kafarka już z wysokości 2 cm.

Mieszanka 3), Wybucha w kapiszonach b. mocno i z dużym płomieniem przy uderzeniu 2 kg kafarka z wysokości 5—7 cm. Wyniki najlepsze.

Mieszanka 4). Próby kafarkowe dały wyniki nierówne o dość dużych wysokościach spadania. Przy mocnych uderzeniach młotka w kapiszon umieszczony na kowadle — wybuchy dawały dużo dymu, pochodzącego z pikrynianu miedzi, natomiast płomień b. słaby.

Najlepsze więc były mieszanki trzecia i druga.

W zakończeniu niech mi będzie wolno podziękować p. inż. M. Głowackiej za pomoc fachową oraz pp. prof. T. Urbańskiemu i inż. E. Bergerowi za udostępnienie urządzeń w pracowniach, co mi umożliwiło opracowanie nin. artykułu.

SPRAWOZDANIA I RECENZJE

O stateczności bomb lotniczych — inż. J. Darpas.

[*Mémorial de l'Artillerie Française*, 1937, 4 zeszyt]

Wstęp

1. Po wyrzuceniu bomby z samolotu jej oś nie pokrywa się stale ze styczną do toru, opisywanego przez środek ciężkości. Oś bomby opisuje po obu stronach tej stycznej cały szereg wahań, których amplituda zależna jest od warunków, w jakich bomba została wyrzucona oraz od cech mechanicznych samej bomby.

Wartość amplitudy tych wahań otrzymano przez zdjęcia fotograficzne z małej odległości spadającej bomby. Największe amplitudy, zmienne w zależności od typu bomby, osiągają w niektórych wypadkach kilkadziesiąt stopni na początku toru, po czym znikają, gdy bomba zbliża się do ziemi.

Kąt, jaki tworzy oś bomby ze styczną do toru środka ciężkości, będziemy nazywali kątem pochylenia bomby.

Działanie oporu powietrza na bombę wzrasta szybko, gdy wzrasta ten kąt. Doświadczenla, przeprowadzone z modelami bomb w tunelu aerodynamicznym, wskazują, że przy kątach pochylenia bomby 10^0 opór powietrza może przyjąć wartość dwukrotnie wyższą niż przy braku tego kąta. Dla niektórych bomb wzrost tego oporu jest nawet większy.

Bomby, przyjmujące położenie bardzo ukośne (duży kąt pochylenia) już od samego początku lotu, mają duży rozrzut donośności przy pozornie identycznych warunkach wyrzucania, ponieważ ruchy wahadłowe bomb nie są ściśle identyczne i nie zanikają w jednakowy sposób. Mówi się wówczas, że odnośny typ bomby nie ma wystarczającej stateczności. W niektórych wypadkach bomba nie stabilizuje się na torze i koziołkuje w czasie spadania.

W celu polepszenia stateczności bomby istniejącej, a nawet dla przewidzenia przed rzeczywistym wyrzuceniem, jaka będzie osiągnięta największa ukośność bomby, byłoby rzeczą interesującą poznać, od jakich wartości zależy funkcja kąta pochylenia bomby.

W pracy niniejszej założymy równania ruchu bomby wokoło jej środka ciężkości; podamy pewne własności rozwiązania i zbadamy, jakim warunkom powinny odpowiadać okoliczności wyrzucania oraz cechy mechaniczne bomby, ażeby największy kąt pochylenia bomby nie przekraczał wartości zadanej z góry.

Przyjmiemy, że droga samolotu jest pozioma albo prawie pozioma. Uzyskane wzory ogólne stosować się będą jednak do ruchu pocisku brzechwowego, niezależnie od warunków wyrzucenia bomby.

2. Nie będziemy powracali do badania stabilizacji bomb. Prace na ten temat zostały już ogłoszone w M. A. F. [1])

Jednakże wygłaszane dotychczas teorie nie uwzględniały krzywizny toru, która zmienia nieco równania i która jest w znacznym stopniu przyczyną wahań: gdyby środek ciężkości bomby posiadał tor prostoliniowy, to bomba, której oś pokrywałaby się z kierunkiem szybkości początkowej i na którą nie byłby wywierany żaden moment początkowy, nie ulegałaby ruchowi wahadłowemu. Nie tak się rzeczy mają, jeżeli tor nie jest prostoliniowy.

3. *Siły działające na bombę.* Próby przeprowadzone w tunelu aerodynamicznym z modelami geometrycznie podobnymi do bomb rzeczywistych, zaopatrzonych w brzechwę, pozwalają na zmierzenie momentu M^t oporu powietrza względem osi, przechodzącej przez środek ciężkości modelu i prostopadłej do kierunku wiatru i osi modelu.

Wyniki podawane są zazwyczaj w postaci krzywych, których punkty mają jako współrzędne kąt pochylenia δ (w stopniach) modelu względem wiatru i wielkość C_m określoną przez zależność:

$$C_m = \frac{M^t}{\frac{\pi a^3}{4} \cdot \frac{\Delta_0 V^2}{2g}}$$

gdzie oznaczają:

a — największa średnica bomby lub modelu w m

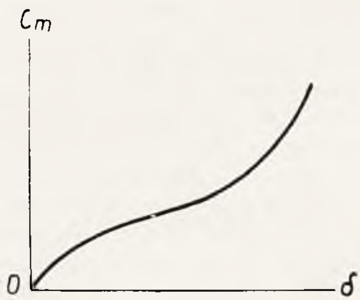
Δ_0 — ciężar właściwy powietrza przy ziemi w kg/m^3 w chwili próby

V — szybkość prądu powietrza w m/s

g — przyspieszenie ciążenia w m/s^2

M^t — moment oporu powietrza w kgm

C_m — jest współczynnikiem zależnym tylko od δ; bomby podobne do siebie mają tę samą wartość C_m.



Rys. 1.

Krzywa, przedstawiająca C_m w funkcji δ, ma na ogół kształt podany na rys. 1. C_m nie jest proporcjonalny do δ. Przyjmiemy jednak że w zakresie, w którym zmienia się δ, można przyjąć, iż stosunek $\frac{C_m}{\delta}$ jest stały; równa się to zastąpieniu powyższej krzywej przez prostą średnią, przechodzącą przez początek.

[1]) Duchêne. Pojęcia o równowadze i stateczności pocisków brzechwowych. Andreau. Pociski brzechwowe a celność (M. A. F. 1922 r.).

Moment oporu powietrza napiszemy w postaci:

$$M^t = K_0 \, V^2 \, \delta,$$

gdzie

$$K_0 = \left(\frac{C_m}{\delta}\right) \frac{\pi \, a^3}{4} \, \frac{\Delta_0}{2g}$$

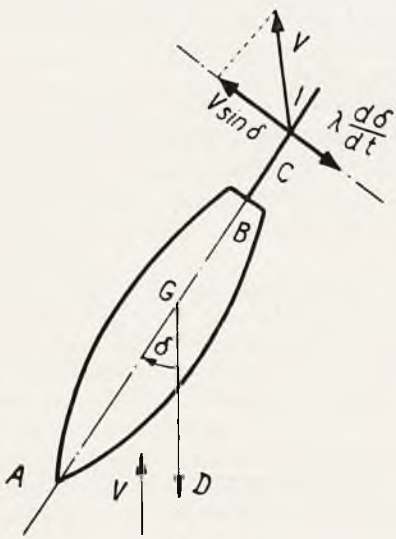
Wartość K_0 nie jest zależne ani od V ani od δ, lecz jest proporcjonalna do Δ_0. Na wysokości y, gdzie ciężar właściwy powietrza wynosi Δ_y, współczynnik K_0 zastępuje się współczynnikiem K_y, którego wartość wynosi:

$$K_y = \frac{K_0}{\Delta_0} \Delta_y = \left(\frac{C_m}{\delta}\right) \frac{\pi a^3}{4} \, \frac{\Delta_y}{\Delta_0} \cdot \frac{\Delta_0}{2g},$$

a moment sił względem środka ciężkości na wysokości y wynosi:

$$M^t = K_y \, V^2 \, \delta = \frac{K^0}{\Delta_0} \Delta_y \, . \, V^2 \, \delta$$

4. Wyżej podane wzory, wyrążające moment oporu powietrza, oparte są na przypuszczeniu, że dla modelu (lub bomby) przyjęto kąt pochylenia stały δ i że szybkość wiatru V jest również stała.



Rys. 2.

W rzeczywistości zaś δ jest zmienny, a środek ciężkości bomby ma ruch przyspieszony.

Uwzględnijmy fakt, że δ jest zmienny.

Niech będzie bomba AB (rys. 2) zaopatrzona w brzechwę C. Moment względem G, który działa na bombę, pochodzi od działania wiatru na kadłub bomby

i na brzechwę; to właśnie działanie jest najważniejsze. Przyjmiemy na początku, że tylko ono jedno istnieje.

Niech będzie I środkiem ciśnienia poprzecznego na ubrzechwienie, sprowadzonym do płaszczyzny C, a λ odległością punktu I od punktu G.

λ zmienia się nieznacznie wraz z δ; przyjmiemy, że jest ona równa średniej wartości stałej.

Gdy δ jest stały, to siła poprzeczna jest proporcjonalna do iloczynu VV_N szybkości wiatru przez składową szybkości wiatru normalną do płaszczyzny ubrzechwienia.

Gdy δ zmienia się, istnieje ta sama proporcjonalność; przystąpimy więc do obliczenia V_N.

Niech będzie GD kierunkiem przeciwnym do kierunku wiatru; założymy $\sphericalangle DGA = \delta$.

W punkcie I szybkość obwodowa bomby względem kierunku GD wiatru wynosi: $\lambda \frac{d\delta}{dt}$.

Względna szybkość powietrza odnośnie do ubrzechwienia powinna być zwiększona w punkcie I o wielkość $\lambda \frac{d\delta}{dt}$; wówczas składowa normalna do osi bomby wynosi:

$$V_N = V \sin \delta + \lambda \frac{d\delta}{dt} = V\delta + \lambda \frac{d\delta}{dt}$$

jeżeli przyjmiemy, że δ jest mały.

We wzorze, wyrażającym moment oporu powietrza, wielkość $V^2 \delta = V . V_N$ należy zastąpić przez $V\left(V\delta + \lambda \frac{d\delta}{dt}\right)$ [1])

To samo rozumowanie jest słuszne, jeżeli ubrzechwienie jest utworzone z kilku płaszczyzn.

Dotychczas nie braliśmy pod uwagę działania wiatru na różne punkty bomby; można przyjąć z grubsza, że działania te są proporcjonalme do $V . V_N$ wzdłuż punktów położonych na tym samym równoleżniku. Całkowity moment M^t posiada ten sam kształt, co opisany powyżej, lecz λ nie przedstawia już ściśle odległości punktu G od środka I ciśnienia poprzecznego na ubrzechwienie. Będziemy mogli przyjąć $\lambda = GI$ tylko w pierwszym grubszym przybliżeniu.

Uwzględniając zmianę ciężaru właściwego powietrza wraz ze zmianą wysosokości i zmienność kierunku działania momentu przeciwną do kierunku, w którym δ wzrasta, otrzymamy moment równy:

$$M^t = - K_y V^2 \left(\delta \frac{\lambda}{V} \frac{d\delta}{dt}\right) \tag{1}$$

Przyjmując, że wzór (1) daje wartość momentu oporu powietrza dla bomby wyrzuconej z samolotu, przyjmujemy tym samym, że w ruchu przyspieszonym opór

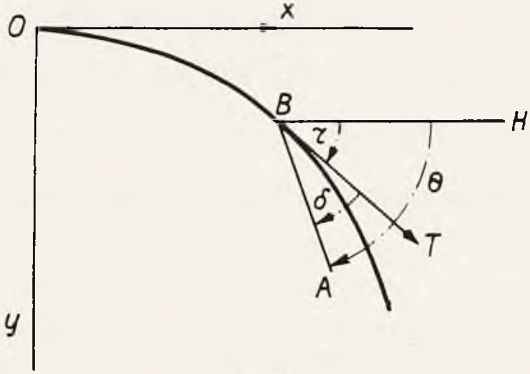
---

[1]) Dokładniejsze obliczenie momentu oporu powietrza p. „Ruch pocisku brzechwowego dokoła środka ciężkości"—ppłk dr T. Felsztyn. W. T. U. Nr 41, str. 307 — 1938 r. (przyp. red.).

powietrza jest proporcjonalny do V^2 i niezależny od przyspieszenia; wiemy, że odpowiadający temu wyraz może nie być znikomy.[1])

5. *Równanie ruchu bomby naokoło jej środka ciężkości.*

Przyjmujemy, że bomba B została wyrzucona z samolotu wzdłuż toru OB (rys. 3) odniesionego do dwóch osi współrzędnych: Ox przeprowadzonej poziomo z punktu wyrzucenia i Oy — pionowo.



Rys. 3.

W punkcie B oznaczamy przez BH poziomą w płaszczyźnie rzutu, przez BA oś bomby, a przez BT styczną do toru.

Kąty Θ, τ i δ są oznaczone na rysunku. Przyjmujemy je jako dodatnie, gdy są liczone w kierunku ruchu wskazówek zegara.

Jeżeli I jest momentem bezwładności bomby względem osi, przechodzącej przez G i prostopadłej do osi symetrii bomby, to twierdzenie o momentach kinetycznych daje nam równanie:

$$I \frac{d^2 \Theta}{dt^2} = - K_y V^2 \left(\frac{\lambda}{V} \frac{d\delta}{dt} + \delta \right) \tag{2}$$

Ponieważ $\Theta = \tau + \delta$, to

$$\delta'' = - \frac{K_y \lambda V}{I} \delta' - \frac{K_y V^2}{I} \delta - \tau'' \tag{3}$$

Wartości τ'' wynikają z równań ruchu środka ciężkości.

Pisząc równanie (2) przyjęliśmy, że kąty zostały wyrażone w radianach. Współczynnik K_y odnosi się więc do kąta δ wyrażonego w radianach; współczynnik wynikający z pomiarów w tunelu, który odnosi się do kątów δ, wyrażonych w stopniach, powinien być pomnożony przez czynnik $\frac{180}{\pi}$;

$$K_y = \frac{180}{\pi} \frac{\Delta_y}{\Delta_0} = \left(\frac{C_m}{\delta} \right) \frac{\pi a^3}{4} \frac{\Delta_0}{2g}.$$

---

[1]) M. A. F. tom X, zeszyt 1-szy, str. 44 i nast. Próby spadania kul sferycznych w powietrzu.

Przyjąwszy powyższą wartość K_y widzimy, że równanie jest jednorodne i pierwszego stopnia w stosunku do kątów lub do ich pochodnych; można więc wyrazić δ i τ w stopniach, nie zmieniając współczynników.

6. *Rząd wielkości współczynników.* Zbadamy rząd wielkości wyrazów, które wchodzą do tego równania. Rozpatrzmy wypadek bomby, posiadającej duży moment bezwładności, a zatem małą wartość $\frac{K_y}{I}$. Zobaczymy dalej, że jest to wypadek bomby, która posiada duży kąt pochylenia. Założymy:

$$\frac{K_y}{I} = \frac{180}{\pi} 10^{-6} \sim 5{,}5 \,.\, 10^{-5}.$$ [1]

Przyjmujemy, że szybkość V jest stałą; gdyby styczna do toru nie obniżała swego kierunku, to zn. gdyby $\tau'' = 0$, ruch byłby ruchem wahadłowym tłumionym mającym w przybliżeniu okres:

$$T = 2\pi \sqrt{\frac{10^5}{5{,}5\, V^2}} = \frac{830}{V},$$

pomijając moment tłumienia, który jest mały, jak to wskażemy dalej.

Dla $V = 50$ m/sek, $\frac{K_y V^2}{I} = 0{,}138$, $T = 16{,}6$ sek

Dla $V = 100$ m/sek, $\frac{K_y V^2}{I} = 0{,}550$, $T = 8{,}3$ sek

Wyraz tłumienia $\frac{K_y \lambda V}{I}$ można napisać w postaci $\frac{K_y V^2}{I} \frac{\lambda}{V}$. [2]

Jak zauważyliśmy, λ oznaczało w przybliżeniu odległość środka ciężkości od środka ciśnienia poprzecznego. Odległość ta jest mniejsza od odległości środka ciężkości od środka długości ubrzechwienia, a więc mniejsza w ogóle od metra. Dla szybkości rzędu 50 metrów na sekundę stosunek $\frac{\lambda}{V}$ jest $< \frac{1}{50}$.

Wyraz powyższy jest zatem dużo mniejszy niż $\frac{K_y V^2}{I}$. W wypadku bomby rozpatrywanej powyżej, jeżeli szybkość wyrzucenia wynosi 50 m/sek, będziemy mieli $\frac{K_y \lambda V}{I} \sim \frac{0{,}138}{50}$, wyraz tłumienia będzie znikomy na początku toru. W wypadku innych bomb, które mogą mieć wartości $\frac{K_y}{I}$ około dwudziestu razy większe, współczynnik $\frac{\lambda}{V}$ będzie jeszcze mniejszy, gdyż bomby o dużej wartości $\frac{K_y}{I}$ są

---

[1]) Wartość ta wydaje się zbyt małą, bo dla pocisku Stokesa $\frac{K_y}{I}$ = około $1{,}10^{-2}$, dla 10 kg bomby franc. — około $1{,}7 \,.\, 10^{-2}$; dla bomby b. źle ubrzechwionej conajmniej $1{,}6 \,.\, 10^{-3}$ (przyp. red.).

[2]) Dokładniej o wyrazie tłumienia p. artykuł ppłk Felsztyna—W.T.U. Nr 41— (przyp. red.).

bombami o małych wymiarach, dla których λ jest małe; wyraz tłumienia dla tych bomb będzie więc stosunkowo znacznie mniejszy wobec wyrazu $\frac{K_y V^2}{I}$.

O wpływie współczynnika tłumienia pomówimy dalej w paragr. 23.

$$\text{Wyraz } \tau'' = g \cos \tau \left(b - 2g \frac{\sin \tau}{V^2}\right),$$

gdzie b oznacza współczynnik opóźnienia ze wzoru $b V^2$. Na początku dla bomby wyrzuconej poziomo: $\tau''_0 = bg$.

Wartość ta jest dodatnia i rzędu kilka setnych; τ'' maleje, staje się ujemne, następnie wzrasta i zmierza szybko do 0.

τ' wzrasta bardzo słabo na początku toru, po czym maleje i zmierza do 0. Ponieważ okres czasu, w którym τ' wzrasta, jest mały — przyjmiemy, że wartość ta maleje od chwili uwolnienia bomby.[1])

7. *Całkowanie równania.* Napiszmy równanie (3) w postaci:

$$\delta'' + \mu \delta' + \omega^2 \delta = -\tau'', \tag{4}$$

przy czym:

$$\mu = \frac{K_y \lambda V_m}{I}, \quad \text{a } \omega^2 = \frac{K_y V^2 m}{I}$$

gdzie V_m jest średnią wartością V w przeciągu pewnego odstępu czasu.

Równanie (4) jest równaniem różniczkowym liniowym drugiego stopnia, pewne własności którego są znane. Wiemy w szczególności, że wahania zostają stłumione tylko wtedy, gdy równanie charakterystyczne:

$$r^2 + \mu r + \omega^2 = 0$$

nie ma pierwiastków rzeczywistych, co daje warunek:

$$4 \omega^2 - \mu^2 > 0.$$

Przyjmijmy, że warunek ten jest spełniony i załóżmy:

$$\omega' = \sqrt{\omega^2 - \frac{\mu^2}{4}}$$

Równanie to całkujemy następująco:

Przez zmianę zmiennej

$$\delta = e^{-\frac{\mu}{2} t} z$$

przekształcamy równanie (4) w równanie nie zawierające pierwszej pochodnej:

$$z'' + \omega'^2 z = - e^{\frac{\mu}{2} t} \tau'', \tag{5}$$

---

[1]) Autor przyjmuje zwrot kąta τ przeciwny niż stosuje się zwykle w balistyce (przyp. red.).

przy warunkach początkowych:

$$\begin{cases} z_0 = \delta_0 \\ z'_0 = \delta'_0 + \frac{\mu}{2}\,\delta_0 \end{cases}$$

Całkując dwukrotnie równanie (5) otrzymujemy kolejno:

$$z' - z'_0 + \omega'^2 \int_0^t z dt = -\int_0^t e^{\frac{\mu}{2}t}\,\tau''\,dt.$$

$$z - z_0 - z_0'\,t + \omega^2 \int_0^t dt \int_0^t z dt = -\int_0^t dt \int e^{\frac{\mu}{2}t}\,\tau''\,dt. \tag{6}$$

Uprościmy pisownię, pisząc w sposób następujący całki wielokrotne rzędu $2j$, z którymi spotkamy się w obliczeniach:

$$I_{2j} = \underbrace{\int_0^t dt \int_0^t dt \ldots \int_0^t z dt}_{2j \text{ razy}},$$

$$J_{2j} = \underbrace{\int_0^t dt \int_0^t dt \ldots \int^t e^{\frac{\mu}{2}t}\,\tau''\,dt}_{2j \text{ razy}},$$

$$K_{2j} = \underbrace{\int_0^t dt \int_0^t dt \ldots \int_0^t (z_0 + z'_0\,t)\,dt}_{2j \text{ razy}}$$

Przyjmiemy, że funkcje I_0, J_0, i K_0 są równe odnośnej funkcji, która stoi pod znakiem $\int$.

Przy tych oznaczeniach równanie całkowe (6) napiszemy w postaci:

$$I_0 + \omega'^2 I^2 = K_0 - J_2. \tag{7}$$

Całkując to równanie od 0 do t dwukrotnie, następnie czterokrotnie .... i $2p$-krotnie otrzymujemy p nowych równań:

$$\begin{cases} I_2 + \omega'^2 I_4 = K_2 - J \\ \ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots \\ \ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots \\ I_{2p} + \omega'^2 I_{2(p+1)} = K_{2p} - J_{2(p+1)}, \end{cases} \tag{8}$$

Jeżeli pomnożymy pierwsze równanie (8) przez $-\omega'^2$ drugie przez $(-1)^2\,\omega'^4$ ..... a p—*te* przez $(-1)^p\,\omega'^{2p}$ i dodamy je wyrazami, tak jak równanie (7), to wyłączymy nieznane funkcje inne niż I_0 i $I_{2(p+1)}$ i otrzymamy

$$I_0 = [K_0 - \omega'^2 K_2 = \omega'^4 \ldots\ldots + (-1)^p \omega'^{2p} K_{2p}] -$$
$$- [J_2 - \omega'^2 J_4 + \omega'^4 J_6 \ldots\ldots + (-1)^p \omega'^{2p} J_{2(p+1)}] + \tag{9}$$
$$+ (-1)^{p+1} \omega'^{2(p+1)} I_{2(p+1)}.$$

Obliczmy obecnie całki I, J i K według metody już zastosowanej przez C. Popowa w Mem. Art. Fr. z r. 1936 (str. 1139 i następne), polegającej na zastosowaniu wzoru Dirichleta:

$$\int_{t_0}^{t} dt \int_{t_0}^{t} dt \ldots \int_{t_0}^{t} f(t)\, dt = \frac{1}{n!} \int_{t_0}^{t} f(x)\,(t-x)^n\, dx.$$

Zastosowanie tego wzoru wskazuje, że wyrazy:

$$\omega'^{2p} I_{2p};\ \omega'^{2p} J_{2(p+1)} \quad \text{oraz} \quad \omega'^{2(p+1)} I_{2(p+1)},$$

zmierzają do 0, gdy p wzrasta nieskończenie. Z drugiej strony oba szeregi funkcji, znajdujące się w nawiasach, są stale zbieżne dla p nieskończenie wielkiego; istotnie, dla wyrazu ogólnego drugiego szeregu np. mamy:

$$\omega'^{2p} J_{2(p+1)} = \omega'^{2p} \frac{1}{2p+1!} \int_0^t e^{\frac{\mu}{2}x} \tau''(x)\,(t-x)^{2(p+1)}\, dx < \frac{\omega'^{2p}\, t^{2p+2} M}{2p+1!}$$

gdzie M jest górną granicą $e^{\frac{\mu}{2}x} \tau''(x)$ dla x zawartego między 0 i t, a wyraz $\dfrac{\omega'^{2p}\, t^{2p+2} M}{2p+1!}$ jest ogólnym wyrazem szeregu stale zbieżnego.

Mamy więc:

$$I_0 = [K_0 - \omega'^2 K_2 + \omega'^4 K_4 \ldots + (-1)^p \omega'^{2p} K_{2p} + \ldots]-$$
$$- [J_2 - \omega'^2 J_4 \ldots\ldots\ldots\ldots - (-1)^{p+1} \omega'^{2p} J_{2(p+1)} \ldots\ldots].$$

Stosując wzór Dirichleta do każdego z tych wyrazów, piszemy:

$$I_0 = z = \Bigg\{ z_0 + z'_0 t - \omega' \int_0^t (z_0 + z'_0 x) \left[\frac{\omega'^3 (t-x)^3}{3!} \right.$$
$$\left. + \ldots + (-1)^{p-1} \frac{\omega'^{2p-1} (t-x)^{2p-1}}{2p-1!} + \ldots \right] dz \Bigg\} -$$
$$- \frac{1}{\omega'} \int_0^t e^{\frac{\mu}{2}x} \tau''(x) \left[\frac{\omega'(t-x)}{1} - \frac{\omega'^3 (t-x)^3}{3!} \ldots + \right.$$
$$\left. + (-1)^{p-1} \frac{\omega'^{2p-1} (t-x)^{2p-1}}{2p-1!} \ldots + \right] dz$$

albo jeszcze:

$$I = z_0 + z'_0 t - \omega' \int_0^t (z_0 + z'_0 x) \sin \omega' (t - x)\, dx -$$

$$- \frac{1}{\omega'} \int_0^t e^{\frac{\mu}{2} x} \tau''(x) \sin \omega' (t - x)\, dx =$$

$$= z_0 \cos \omega' t + \frac{z'_0}{\omega'} \sin \omega' t - \frac{1}{\omega'} \int_0^t e^{\frac{\mu}{2} x} \tau''(x) \sin \omega' (t - x)\, dx. \tag{10}$$

Powracając do zmiennej δ i całkując kilkakrotnie częściami całkę drugiego wyrazu, znajdujemy:

$$\delta = - \tau(t) + e^{\frac{\mu}{2} t} \left[\Theta_0 \cos \omega' t + \frac{\Theta'_0 + \frac{\mu}{2} \Theta_0}{\omega'} \sin \omega' t \right] + \tag{11}$$

$$+ \frac{1}{\omega'} \int_0^t e^{-\frac{\mu}{2}(t - x)} [\omega^2 \tau(x) + \mu \tau'(x)] \sin \omega' (t - x)\, dx$$

W równaniu tym:

$$\Theta_0 = \tau_0 + \delta_0; \quad \Theta'_0 = \tau'_0 + \delta'_0,$$

gdzie τ_0, δ_0, δ'_0, τ'_0 są wartościami początkowymi τ, δ, δ', τ'.

8. *Badanie niektórych właściwości rozwiązania.* Na wstępie przyjmiemy, że w chwili początkowej.

a) Oś bomby jest pozioma: $\Theta_0 = 0$;
b) Oś ta nie ulega żadnemu impulsowi poprzecznemu: $\Theta' = 0$;
c) Szybkość samolotu jest pozioma;
d) Tłumienie równa się 0.

To ostatnie założenie jest dopuszczalne, jeżeli chodzi nam o zbadanie zjawisk tylko na początku toru. Wówczas otrzymujemy rozwiązanie następujące:

$$\delta = - \tau(t) + \omega \int_0^t \tau(x) \sin \omega (t - x)\, dx$$

albo też całkując przez części:

$$\delta = - \int_0^t \tau'(x) \cos \omega (t - x)\, dx. \tag{12}$$

Wykażemy pewne cechy szczególne rozwiązania.

9. *δ przyjmuje wartości raz ujemne raz dodatnie*; $\cos \omega (t - x)$ równa się zeru dla wartości x takich, że:

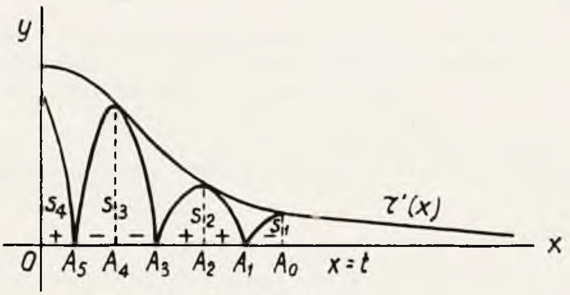
$$x = t - \frac{2k + 1}{2\omega} \pi \tag{13}$$

Wykreślmy względem dwóch osi krzywą $y = \tau'(x)$; niech będzie A_0 punktem takim, że $x = t$. Jeżeli począwszy od A_0 naniesiemy punkty A_1, A_2, A_3 itp. takie, że $k = 0, 1, 2, 3 \ldots\ldots$ we wzorze (13), to otrzymamy punkty, dla których $\cos \omega (t - x)$ równa się zeru. Dla x zawartego między $A_1 A_{(}$, $A_5 A_3$ itp. $\cos \omega (t - x)$ jest *dodatni*, natomiast jest on *ujemny* w innych przedziałach.

Zbudujemy przede wszystkim krzywą $y = \tau'(x)$, następnie krzywą

$$y = \tau'(x) \, |\cos \omega \, (t - x)|,$$

która jest styczną do poprzedniej w punktach $x = t - \frac{k\pi}{\omega}$ przy k całkowitej $\geqslant 0$; otrzymamy szereg pól ograniczonych osią $0x$ o wartościach bezwzględnych s_1, s_2, s_3, s_4 itp. δ wynosi: $-s_1 + s_2 - s_3, + s_4$. Ostatnia — w polu ograniczonym osią $0y$ (rys. 4).



Rys. 4.

Gdy odcięta $x = t$ punktu A_0 zmienia się, to zmienia się również δ. Widzimy w szczególności, że δ przyjmuje kolejno wartości ujemne i wartości dodatnie.

Nadajmy t wartości $\frac{\pi}{2\omega} + p\frac{\pi}{\omega}$, gdzie p jest liczbą całkowitą $\geqslant 0$.

Jeżeli p jest liczbą nieparzystą, δ jest sumą o postaci:

$$\delta = (s_{p+1} - s_p) + (s_{p-1} - s_{p-2}) \ldots\ldots + (s_2 - s_1).$$

Każdy nawias jest dodatni, ponieważ pola s wzrastają wraz z p; δ jest dodatni.

Jeżeli p jest parzysta, δ wynosi:

$$\delta = (-s_{p+1} + s_p) + (-s_{p-1} + s_{p-2}) \ldots\ldots + (-s_3 + s_2) - s_1.$$

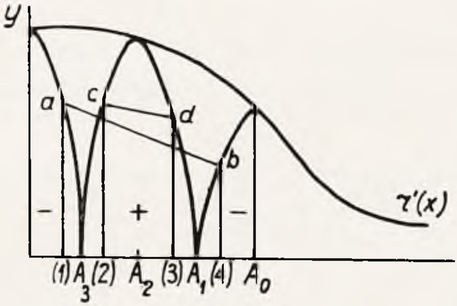
Każdy nawias jest ujemny, ponieważ sumy s wzrastają wraz z p; a więc δ jest ujemny.

A zatem δ przechodzi przez maksima dodatnie i minima ujemne.

Udowodnimy w sposób analogiczny, że δ jest dodatni dla $t = (2p + 1)\frac{\pi}{\omega}$.

Dla $t = 2p\frac{\pi}{\omega}$ znak δ zależy od postaci krzywej $\tau'(t)$. Na początku toru, gdzie krzywa $\tau'(x)$ maleje i jest wypukła, δ jest dodatni. Wystarczy porównać wartości y, dla

których $\cos \omega (t - x)$ osiąga tę samą wartość bezwzględną. Naprzykład dla $p = 1$ weźmy punkty (1) i (2) w równej odległości od A_3, a punkty (3) i (4) odległe od A_1 o tę samą wartość, co punkty (1) i (2) względem A_3. Niech a, b, c i d będą odnośnymi rzędnymi krzywej y; jeżeli krzywa $\tau'(t)$ jest wypukła, to odcinek $c\,d$ znajduje się ponad odcinkiem $a\,b$. Średnia rzędnych, odpowiadających punktom (1) i (4), jest mniejsza od średniej rzędnych punktów (2) i (3). Wnioskujemy stąd, że w sumie, która daje δ, powierzchnie dodatnie mają przewagę nad powierzchniami ujemnymi (rys. 5).



Rys. 5.

Rozpatrzenie powierzchni s_1, s_2 itp. pozwala zdać sobie sprawę z niektórych niżej wskazanych właściwości, które udowodnimy analitycznie.

10. *Pierwsze minimum, przez jakie przechodzi wartość* δ, *następuje w czasie* t_M *mniejszym niż czas* $t = \frac{\pi}{2\omega}$. Mamy istotnie przez różniczkowanie pod znakiem całki:

$$\delta' = -\tau'(t) + \omega \int_0^t \tau'(x) \sin \omega (t - x)\, dx,$$

a ponieważ $\delta(0) = -\tau(0)$ jest ujemny, zatem δ zaczyna maleć.

$$\delta'\left(\frac{\pi}{2\omega}\right) = -\tau'\left(\frac{\pi}{2\omega}\right) + \omega \int_0^{\frac{\pi}{2\omega}} \tau'(x) \sin \omega \left(\frac{\pi}{2\omega} - x\right) dx =$$

$$= -\tau'\left(\frac{\pi}{2\omega}\right) + \omega \int_0^{\frac{2\pi}{\omega}} \tau'(x) \cos \omega x\, dx$$

jest wielkością dodatnią, gdyż funkcja τ' maleje od samego początku

$$\tau'(x) > \tau'\left(\frac{\pi}{2\omega}\right), \text{ a więc:}$$

$$\omega \int_0^{\frac{\pi}{2\omega}} \tau'(x) \cos \omega x\, dx > \tau'\left(\frac{\pi}{2\omega}\right) \omega \int_0^{\frac{\pi}{2\omega}} \cos \omega x\, dx = \tau'\left(\frac{\pi}{2\omega}\right),$$

Wobec tego, δ' ujemny dla $t = 0$ i dodatni dla $t = \frac{\pi}{2\,\omega}$, staje się zerem pomiędzy $t = 0$ a $t = \frac{\pi}{2\,\omega}$.

11. Niektóre dane o położeniu maksimów i minimów możemy otrzymać, obliczając wartości δ' dla $t = \frac{2\,k\,\pi}{2\,\omega}$ i dla $t = \frac{(2k+1)\,\pi}{2\,\omega}$.

Mamy:

$$\delta'\left(\frac{2\,k\,\pi}{2\,\omega}\right) = -\,\tau'\left(\frac{2\,k\,\pi}{2\,\omega}\right) + (-1)^{k+1}\,\omega \int_{o}^{\frac{2\,k\,\pi}{2\,\omega}} \tau'(x) \sin \omega\, x dx. \tag{14}$$

Całka:

$$\int_{o}^{\frac{2\,k\,\pi}{2\,\omega}} = \int_{o}^{\frac{\pi}{\omega}} + \int_{\frac{\pi}{\omega}}^{\frac{2\,\pi}{\omega}} \cdots \int_{\frac{(k-1)\,\pi}{\omega}}^{\frac{k\,\pi}{\omega}} \tag{15}$$

Całki drugiego wyrazu są raz > 0 raz < 0 i malejące w wartości bezwzględnej, ponieważ τ' maleje, kiedy t wzrasta.

Jeżeli k jest liczba parzysta, to zauważymy, że w równości (15) całka rzędu $2\,j$ oraz całka rzędu $2\,j - 1$ mają sumę dodatnią; całka pierwszego wyrazu jest więc dodatnia; wnioskujemy, że δ' jest ujemny.

Jeżeli k jest nieparzysta, to drugi wyraz równości (15) składa się z nieparzystej liczby całek. Suma $(k-1)$ pierwszych całek jest dodatnia; ostatnia jest ujemna. Udowodnimy, tak jak w p. 10, że jest ona większa od $\tau'\left(\frac{2\,k\,\pi}{2\,\omega}\right)$. A więc dla k nieparzystej δ' jest dodatni.

Obliczymy teraz:

$$\delta'\left[\frac{(2\,k+1)\,\pi}{2\,\omega}\right] = -\,\tau'\left[\frac{(2\,k+1)\,\pi}{2\,\omega}\right] + (-1)^{k} \int_{o}^{\frac{(2\,k+1)\,\pi}{2\,\omega}} \tau'(x) \cos \omega\, x dx. \tag{16}$$

Całkę drugiego wyrazu możemy pisać w sposób następujący:

$$\int_{o}^{\frac{(2\,k+1)\,\pi}{2\,\omega}} = \int_{o+}^{\frac{\pi}{\omega}} + \int_{\frac{\pi}{\omega}-}^{\frac{2\,\pi}{\omega}} \cdots + \cdots + \int_{\frac{2\,k\,\pi}{\omega}+}^{\frac{(2\,k+1)\,\pi}{\omega}}$$

Znak każdej całki umieszczono u jej spodu. Całki te maleją wraz z ich rzędem.

Dwie pierwsze całki mają sumę dodatnią; ostatnia całka jest dodatnia i większa od $\tau'\left[\frac{(2\,k+1)\,\pi}{2\,\omega}\right]$.

A więc, jeżeli k jest liczba parzysta, to $\delta'\left[\frac{(2k+1)\pi}{2\omega}\right]$ jest wartością dodatnią.

Jeżeli k jest nieparzysta, $\delta'\left[\frac{(2k+1)\pi}{2\omega}\right]$ jest ujemną.

12. *Pierwsze minimum ma wartość bezwzględną tym większą, im mniejsze jest* ω. Jeżeli t_{M_1} jest chwilą tego pierwszego minimum, to

$$\delta_{M_1} = -\int_0^{t_{M_1}} \tau'(x) \cos\omega\,(t_{M_1} - x)\,dx, \tag{17}$$

$$\delta'(t_{M_1}) = 0 = -\tau'(t_{M_1}) + \omega\int_0^{t_{M_1}} \tau'(x) \sin\omega\,(t_{M_1} - x)\,dx, \tag{18}$$

$$\frac{\partial M_1}{\partial\omega} = \int_0^{t_{M_1}} \tau'(x)\,(t_{M_1} - x) \sin\omega\,(t_{M_1} - x)\,dx, +$$

$$+\frac{\partial t_{M_1}}{\partial\omega}\cdot\frac{d\,\delta_{M_1}}{d\,t_{M_1}} = \int_0^{t_{M_1}} \tau'(x)\,(t_{M_1} - x) \sin\omega\,(t_{M_1} - x)\,dx,$$

$$\left(\text{bo } \frac{\partial\,\delta_{M_1}}{\partial\,t_{M_1}} = 0\right);\ \text{więc } \frac{\partial\,\delta_{M_1}}{\partial\omega} = t_{M_1}\int_0^{t_{M_1}} \tau'(x) \sin\omega\,(t_{M_1} - x)\,dx -$$

$$\int_0^{t_{M_1}} \tau'(x) \sin\omega\,(t_{M_1} - x)\,dx.$$

Uwzględniając równość (18) i całkując przez części drugą całkę:

$$\frac{\partial\,\delta_{M_1}}{\partial\omega} = \frac{t_{M_1}\,\tau'(t_{M_1})}{\omega} - \left|\frac{x\,\tau'(x)}{\omega}\cos\omega\,(t_{M_1} - x)\right|_0^{t_{M_1}} + \int_0^{t_{M_1}} \frac{\cos\omega\,(t_{M_1} - x)}{\omega}\,d\,[x\,\tau'(x)] =$$

$$= +\frac{1}{\omega}\int_0^{t_{M_1}} \cos\omega\,(t_{M_1} - x)\,d\,[x\,\tau'(x)].$$

W tej ostatniej całce t_{M_1} jest zawarte między o i $\frac{\pi}{2\omega}$, a więc kąt $\omega\,(t_{M_1} - x)$

jest zawarty między 0 a kątem zawartym między 0 a $\frac{\pi}{2}$; cosinus jego jest zawsze dodatni. Według twierdzenia o średniej, między 0 a t_{M_1} istnieje taka wartość t_1, że:

$$\frac{1}{\omega}\int_0^{t_{M_1}} \cos\omega\,(t_{M_1}-x)\; d\,[x\,\tau'(x)] = \frac{1}{\omega}\cos\omega\,(t_{M_1}-t_1)\int_0^{t_{M_1}} d\,[x\,\tau'(x)] =$$

$$= \frac{t_{M_1}\,\tau'(t_{M_1})}{\omega}\cos\omega\,(t_{M_1}-t_1),$$

przy czym $\cos\omega\,(t_{M_1}-t_1) > 0$, a więc $\frac{d\,\delta_{M_1}}{d\,\omega} > 0$.

Wobec tego, że δ_{M_1} jest ujemne, widzimy, że $|\delta_{M_1}|$ zmienia się w kierunku odwrotnym niż ω.

13. *Przy stałej wartości* ω $|\delta_{M_1}|$ *maleje, gdy maleje* $\frac{g}{V_0}$, *to znaczy kiedy* V_0 *wzrasta.*

Zbadamy wpływ zmienności τ' bądź $\delta\,\tau'$ na δ_{M_1}; wystarczy obliczyć zmienność $\delta\,(\delta_{M_1})$, uwzględniając równanie (17) i (18):

$$\delta\,(\delta_{M_1}) = -\int_0^{t_{M_1}} \delta\,[\tau'(x)\;\cos\,\omega\,(t_{M_1}-x)]\;dx + \frac{\partial\,\delta_M}{\partial\,t_M}\,\delta\,t_{M_1}.$$

Lecz $\frac{\partial\,\delta_{M_1}}{\partial\,t_{M_1}} = 0$, ponieważ dla $t = t_{M_1}$, δ jest minimum. Stąd:

$$\delta\,(\delta_{M_1}) = -\int_0^{t_{M_1}} \delta\,[\tau'(x)\cos\omega\,(t_{M_1}-x)]\;dx. \tag{19}$$

Na początku toru $\tau'(x)$ jest praktycznie równy wartości, jaką przyjmuje w próżni:

$$\tau'(x) = \frac{g}{V_0}\;\frac{1}{1+\dfrac{g^2\,x^2}{V_0^2}}$$

gdzie τ' wyrażony jest w radianach.

Potwierdza się, że τ' jest funkcją wzrastającą parametru $\frac{g}{V_0}$ pod warunkiem, aby x było $< \frac{V_0}{g}$. Ta nierówność zawsze potwierdza się w praktyce dla bomb wyrzucanych z szybkościami rzędu 50 metrów na sekundę, ponieważ nierówność:

$$x < t_{M_1} < \frac{\pi}{2\,\omega} < \frac{V_0}{g}$$

jest słuszna, jeżeli $\omega > \frac{\pi}{2}\frac{g}{V_0}$, czyli dla:

$$V_0 = 50 \text{ m/sek } \omega > 0{,}308, \ \omega^2 > 0{,}095.$$

Dla bomby rozpatrywanej pod p. 6, która jest jedną z tych, które mają najmniejszą wartość ω^2, jak widzieliśmy wyżej, mieliśmy $\frac{K_0 V^2}{I} > 0{,}138.$

Nierówność powyższa jest stwierdzona, a więc $\delta\,[\tau'(x)]$ ma znak $\delta\left(\frac{g}{V_0}\right)$.

Ponieważ $\cos\omega\,(t_{M_1} - x)$ jest > 0, we wzorze (19) widzimy, że $\delta\,(|\delta_{M_1}|)$ posiada znak $\frac{g}{V_0}$,

14. *Jeżeli rozpatrzymy wartości bezwzględne kąta pochylenia, to pierwsze maksimum ma wartość bezwzględną większą od pierwszego minimum* $\delta_{M_2} > |\delta_{M_1}|$. Piewsze minimum zachodzi w czasie t_{M_1} takim, że $0 < t_{M_1} < \frac{\pi}{2\,\omega}$.

Pierwsze maksimum zachodzi w czasie t_{M_2} takim, że $2\frac{\pi}{2\,\omega} < t_{M_2} < 3\frac{\pi}{2\,\omega}$.

Aby wykazać, że δ_{M_2} jest $> |\delta_{M_1}|$, wystarczy wykazać, że pomiędzy czasami $2\frac{\pi}{2\,\omega}$ a $3\frac{\pi}{2\,\omega}$ δ osiąga wielkości, które w wartości bezwzględnej są $> |\delta_{M_1}|$.

Obliczymy $\delta\left(t_{M_1} + \frac{\pi}{\omega}\right)$:

$$\delta\left(t_M + \frac{\pi}{\omega}\right) = -\int_0^{t_{M_1}+\frac{\pi}{\omega}} \tau'(x)\cos\left[\omega\,(t_{M_1} - x) + \pi\right] dx =$$

$$= \int_0^{t_{M_1}+\frac{\pi}{\omega}} \tau'(x)\cos\omega\,(t_{M_1} - x)\,dx.$$

Otóż:

$$\int_0^{t_{M_1}+\frac{\pi}{\omega}} = \int_0^{t_{M_1}} + \int_0^{t_{M_1}+\frac{\pi}{\omega}} + \int_{t_{M_1}+\frac{\pi}{2\,\omega}}^{t_{M_1}+\frac{\pi}{\omega}}.$$

Całka $\int_0^{t_{M_1}}$ przedstawia $|\delta_{M_1}|$. Nadajmy dwu drugim całkom inną postać przez zmianę zmiennej $x = t_{M_1} + y$ dla pierwszej oraz $x = t_{M_1} + \frac{\pi}{\omega} - y$ dla drugiej. Otrzymamy wówczas:

$$\delta\left(t_{M_1} + \frac{\pi}{\omega}\right) = |\delta_1| + \int_0^{\frac{\pi}{2\omega}} \left[\tau'(t_M + y) - \tau'\left(t_{M_1} + \frac{\pi}{\omega} - y\right)\right] \cos y dy,$$

Otóż ta ostatnia całka jest dodatnia, ponieważ $\cos \omega y$ jest dodatni a:

$$\tau'(t_{M_1} + y) > \tau'\left(t_{M_1} + \frac{\pi}{\omega} - y\right),$$

ponieważ τ' maleje. Mamy więc:

$$\delta_{M_2} > \delta\left(t_{M_2} + \frac{\pi}{\omega}\right) > |\delta_{M_1}|.$$

To samo dowodzenie, jeżeli zastąpimy t_{M_1} przez $t_{M_{2p-1}}$, wykazuje, że:

$$\delta_{M_{2p}} > |\delta_{M_{2p+1}}|.$$

Jednakże różnica między tymi dwoma maksimami wartości bezwzględnych δ zmniejsza się, gdy t wzrasta, ponieważ dla t dostatecznie dużego mamy praktycznie:

$$\delta_{M_{2p}} = |\delta_{M_{2p+1}}|.$$

Dla wykazania tego wystarczy zwrócić uwagę, że dla t większego od pewnej wartości T, pochodna τ' równa się praktycznie zeru, wówczas:

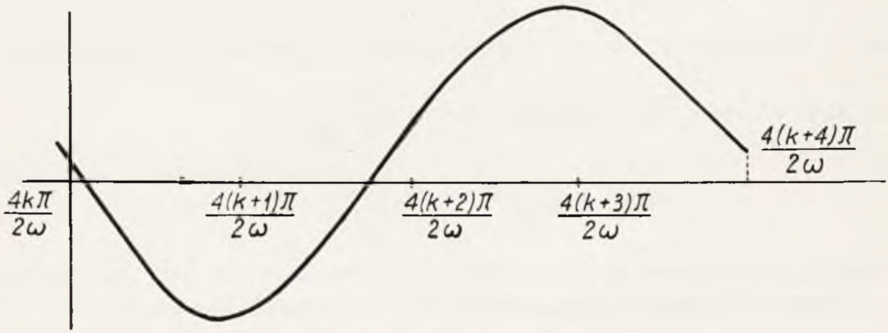
$$\delta = \int_0^T \tau'(x) \cos \omega (t-x)\, dx = \cos \omega t \int_0^T \tau'(x) \cos \omega x dx + \sin \omega t \int_0^T \tau'(x) \sin \omega x dx$$

Jest to więc funkcja okresowa czasu t.

Można również znaleźć nierówności pomiędzy dwoma kolejnymi maksimami i minimami δ. Kierunek tych nierówności zależy od tego, czy τ'' wzrasta czy maleje.

15 Powyższe rozważania pozwalają na wyliczenie tabel oraz krzywej zmian δ gdy t zmienia się między $4k\frac{\pi}{2\omega}$ a $(4k+4)\frac{\pi}{2\omega}$, to znaczy praktycznie w dowolnym przedziale.

t	$\frac{4k\pi}{2\omega}$		$\frac{(4k+1)\pi}{2\omega}$	$\frac{(4k+2)\pi}{2\omega}$		$\frac{(4k+3)\pi}{2\omega}$	$\frac{(4k+4)\pi}{2\omega}$
δ'	—	0	+	+	0	—	—
δ	↘	↗	↗	↗	↘	↘	↘
Znak δ	+ jeśli $k < 0$ 0 jeśli $k = o$		—	+		+	+



Rys. 6.

Równość (4) scałkowana pierwszy raz daje przy założeniu $\mu = 0$:

$$\delta' - \delta'_0 + \omega^2 \int_o^t \delta \, dt = -\tau' + \tau'_0.$$

Pisząc tę równość dla czasu t_{Mj} pewnego maksimum lub minimum a czasu t_{Mj+1} minimum lub maksimum następnego:

$$\omega^2 \int_{t_M}^{t_{Mj+1}} \delta \, dt = -\tau'(t_{Mj+1}) + \tau'(t_{Mj}) > 0.$$

Nierówność ta pozwala określić nieco kształt krzywej; powierzchnie dodatnie mają przewagę nad powierzchniami ujemnymi.

16. *Ograniczenie maksimum kąta pochylenia bomby.* Wzory poprzednie pozwalają rozwiązać w sposób przybliżony następujące zagadnienie bardzo ważne w praktyce.

Jakiemu warunkowi powinny zadośćuczynić wyniki pomiarów momentu oporu powietrza, uskutecznionych na modelu w tunelu, aby kąty pochylenia nie przekraczały nigdy ustalonej amplitudy maksymalnej.

Zagadnienie to nie może być rozwiązane w sposób ścisły; przyjmiemy za zadanie znalezienie warunku, aby pierwsze minimum nie przekraczało bezwzględnej wielkości zadanej z góry.

Możemy napisać:

$$\delta = -\tau'_m \int_0^t \cos \omega (t - x)\, dx = \frac{\tau'_m \sin \omega t}{\omega},$$

gdzie τ'_m jest średnią wartością τ' w przedziale całkowania.

Dla $T = \frac{\pi}{2\omega}$, δ jest maksimum w wartości bezwzględnej. Jeżeli chcemy, aby to maksimum było równe δ_1 stopni, wystarczy ażeby: $\frac{\tau'_m}{\omega} = \delta_1$, przyjmując, że kąty wyrażone są w stopniach, albo $\omega^2 = \left(\frac{\tau'_m}{\delta_1}\right)^2$:

$$\frac{K_y V_m^2}{I} \times \frac{180}{\pi} = \frac{\tau'^2_m}{\delta_1^2},$$

gdzie K_y jest wartością K na wysokości y, czyli względną wartością przy kątach, wyrażonych w stopniach (patrz przedostatni ustęp paragrafu 5).

Dla ustalenia δ_1 musimy znać zwiększanie się współczynnika balistycznego wraz z kątem pochylenia. Przyjmiemy $\delta_1 = 10$ stopni, która to wartość dla większości bomb odpowiada zwiększeniu oporu powietrza $^5/_3$ do 2 razy w stosunku do oporu powietrza przy kącie pochylenia równym zeru.

Poprzednia równość przybiera wartość:

$$\frac{K_y V_m^2}{I} = \tau'^2_m \times \frac{\pi}{1{,}8 \,.\, 10^1}. \tag{20}$$

Wielkość τ'_m nie jest znana. Rozpatrując wzory próżniowe, które można zastosować w sposób bardzo przybliżony do toru rzeczywistego, jęśli oba tory są ściśle styczne, mamy:

$$\tau^{\text{stopni}} = arc\ tg \frac{gt}{V_0}$$

$$\tau' = \frac{g}{V_0 \left(1 = \frac{g^2 t^2}{V_0^2}\right)} \times \frac{180}{\pi}$$

Zakładamy przede wszystkim, że czas pierwszego minimum jest dostatecznie mały, aby móc przyjąć:

$$\tau' m = \frac{g}{V_0} \times \frac{180}{\pi}.$$

Wtedy:

$$\frac{K_y\, V^2 m}{I} = \frac{g^2}{V_0{}^2} \frac{180}{\pi \,.\, 100}.$$

Dla $V_0 = 50$ m/sek. równanie to daje:

$$\frac{K_y\, V m^2}{I} = 22 \,.\, 10^{-3}$$

Można więc sprawdzić, że wykonane przybliżenie w założeniu że:

$$\tau' m = \frac{g}{V_0} \times \frac{180}{\pi}$$

jest dopuszczalne; istotnie, dla $V_0 = 50$ m/sek:

$$\omega^2 = \frac{K_y\, V m^2}{I} \times \frac{180}{\pi} = 126 \,.\, 10^{-2}.$$

skąd dla czasu pierwszego maksimum:

$$t < \frac{\pi}{2\omega} = 1.4 \text{ sek.}$$

W wyrażeniu τ' wyraz $1 + \frac{g^2\, t^2}{V_0{}^2}$ jest praktycznie równy 1, ponieważ $\frac{g^2\, t^2}{V_0{}^2} = 0{,}056$.

Przybliżenie przyjęte w napisaniu $\tau' m = \frac{g}{V_0} \times \frac{180}{\pi}$ jest zatem dopuszczalne.

Przez zastąpienie K_y jego wartością, podaną w paragr. 3 warunek (20) jest równoznaczny z:

$$\frac{K_0}{I} V m^2 = \frac{V m^2}{I} \left(\frac{C_m}{\delta}\right) \frac{\pi\, a^3}{4} \times \frac{\Delta_1}{2g} = \tau' m^2 \frac{\pi}{1 \,.\, 8 \,.\, 10^1} \frac{\Delta_1}{\Delta_y}$$

przy $\tau' m = \frac{g}{V_0} \times \frac{180}{\pi}$ pod warunkiem, ażeby V_0 była większa od 50 m/sek lub mało różniła się od tej wartości.

$V m$ jest średnią wartością między V_0 a wartością szybkości w chwili, w której amplituda S jest największa. W próżni ta ostatnia szybkość wynikałaby:

$$V^2 = V_0{}^2 \left(1 + \frac{g^2}{V_0{}^2} t^2\right).$$

Otóż wykazaliśmy, że wielkość $\frac{g^2}{V_0{}^2} t^2$ możemy pominąć wobec jedności, je-

żeli V_0 nie jest zbyt mała. Będziemy mogli brać $V_m^2 = V_0^2$ we wzorze (21). Zatem wzór ten napiszemy w postaci:

$$\frac{K_0}{I} = \frac{g^2}{V_0^4} \frac{\Delta o}{\Delta y} \frac{1{,}8}{\pi} \tag{22}$$

Przy wyrzucaniu bomby z $V_0 = 50$ m/sek z wysokości 4,000 m ze wzoru tego obliczymy $\frac{K_0}{I} = 134 \cdot 10^{-7}$.

Jeżeli szybkość wyrzucania staje się bardzo mała (wypadek mało prawdopodobny przy wyrzucaniu bomby z samolotu) wielkości $\frac{g^2t^2}{V_0^2}$ można nie pomijać wobec jedności; wielkość $1 + \frac{g^2t^2}{V_0^2}$, występującą w wyrażeniach τ i V, można zastąpić przez wartość średnią $1 + \frac{g^2t^2}{2V_0^2}$, gdzie wartość t, odpowiadająca największej amplitudzie kąta pochylenia, została ustalona przez przybliżone obliczenie wstępne. Równość (20) przyjmie postać:

$$\frac{K_0}{I} = \frac{g^2}{V_0^4\left(1 + \frac{g^2t^2}{2V_0^2}\right)^3} \frac{\Delta o}{\Delta y} \times \frac{1{,}8}{\pi} \tag{23}$$

Jak widzimy, wartość $\frac{K_0}{I}$ odpowiadająca 10 stopniom kąta pochylenia szybko wzrasta, gdy V_0 maleje.

Jeżeli chcemy ograniczyć amplitudę kąta pochylenia do kąta δ_1 równego 10 stopniom, możemy zastosować wzór przybliżony:

$$\frac{K_0}{I} = \frac{g^2}{V_0^4\left(1 + \frac{g^2t^2}{2V_0^2}\right)^3} \frac{\Delta o}{\Delta y} \times \frac{180}{\pi\delta_1^2} \tag{24}$$

We wzorze tym będziemy mogli pominąć wyraz $\frac{g^2t^2}{2V_0^2}$, jeżeli V_0 jest dostatecznie duże, lub jeżeli δ_1 jest dostatecznie małe.

Należy zapamiętać, że $\frac{K_0}{I}$ wzrasta bardzo szybko, gdy δ_1 maleje.

17. Obliczono, jaki był największy kąt pochylenia bomby wyrzuconej z wysokości 4.000 m, takiej, że $\frac{K_0}{I}$ (przy ziemi) $= 10^{-6}$.

Wobec tego, że metoda obliczania paragr. 16 nie pozwala na obliczenie maksimum kąta pochylenia dla małych wartości ω, postępowano w sposób następujący:

Wykreślono krzywą dającą $\tau''(t) = g \cos\tau \left[b - \frac{2g \sin\tau}{V^2}\right]$ i ustalono takie od-

stępy czasu Δt, dla których można przyjąć, że τ'' jest liniowe, w postaci $\tau'' = \tau_0'' + \frac{\tau_1' - \tau_0''}{\Delta t} t$.

Całkowanie równania $\delta'' + \omega^2 \delta = - \tau_0'' - \frac{\tau_1'' - \tau_0''}{\Delta t} t$ jest bezpośrednie w tym odstępie czasu, jeżeli przyjmiemy dla ω^2 wartość średnią Operując w ten sposób dla szeregu odstępów czasu Δt, mamy przybliżoną metodę obliczania δ w funkcji t. Znajdujemy, że pierwsze dwa maksima $|\delta|$ są rzędu 21 stopni, przy czym pozostałe maksima są mniejsze z powodu zwiększenia się szybkości bomby. Te kąty pochylenia byłyby nieco większe, gdyby wysokość rzutu była większa.

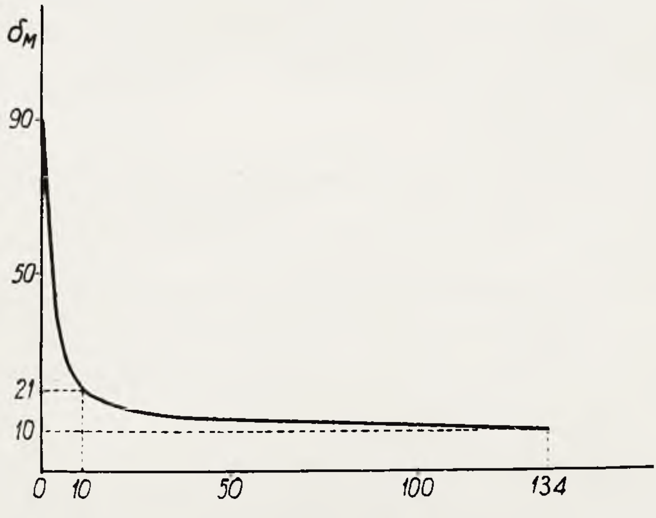
18. Dla wysokości rzutu wynoszącej 4.000 m i szybkości wyrzucania 50 m/sek mamy następujące wartości $|\delta_M|$ dla trzech wartości $\frac{K_0}{I}$:

$$10^7 \frac{K_0}{I} = 0, \qquad \delta_M = 90 \text{ stopni}$$

$$10^7 \frac{K_0}{I} = 10, \qquad \delta_M = 21 \quad ''$$

$$10^7 \frac{K_0}{I} = 134, \qquad \delta_M = 10 \quad ''.$$

Mamy poza tym wartość pochodnej $\frac{d(K_0/I)}{d\delta_M}$ dla $\delta_M = 10$ stopni; wystarczy zróżniczkować względem δ_1 wzór (24), w którym to wzorze $V_0 = 50$ m/sek a $t = 0$. Możemy więc zbudować z dostateczną dokładnością krzywą przedstawiającą δ_M w funkcji $\frac{K_0}{I} 10^{-7}$ (rys. 7).



Rys. 7.

Wartością K_0 jest wartość wyprowadzona ze wzoru:

$$M^t = K_0 V^2 \delta,$$

gdzie δ jest wyrażony w stopniach, a pozostałe wielkości w układzie m kg sek.

19. Równanie (11) pozwala nam na zbadanie następujących wypadków:

a) Oś bomby nie pokrywa się z szybkością początkową rzutu ($\delta_0 \neq 0$).

b) Oś bomby ma początkową szybkość kątową ($\Theta_0' \neq 0$).

c) Samolot nie leci poziomo w chwili wyrzucenia bomby ($\tau_0 \neq 0$).

Nie będziemy brali pod uwagę tłumienia.

$$\delta = -\tau(t) + (\delta_0 + \tau_0)\cos\omega t + \frac{\Theta_0'}{\omega}\sin\omega t + \int_0^t \omega\,\tau(x)\sin\omega(t-x)\,dx$$

albo też, całkując przez części całkę drugiego wyrazu:

$$\delta = \delta_0\cos\omega t + \frac{\Theta_0'}{\omega}\sin\omega t - \int_0^t \tau'(x)\cos\omega(t-x)\,dx\,. \qquad (25)$$

20. *Wypadek* $\delta_0 \neq 0$ przy $\Theta_0' = 0$ i $\tau_0 = 0$. Wówczas:

$$\delta = \delta_0\cos\omega t - \int_0^t \tau'(x)\cos\omega(t-x)\,dx\,.$$

Maksima i minima są takie, że:

$$\left\{\begin{aligned} &\delta_M = \delta_0\cos\omega t_M - \int_0^{t_M}\tau'(x)\cos\omega(t_M-x)\,dx\,,\\ &\frac{d\delta}{dt} = 0 = -\omega\,\delta_0\sin\omega t_M - \tau'(t_M) + \omega\int_0^{t_M}\tau'(x)\sin\omega(t_M-x)\,dx \end{aligned}\right. \qquad (26)$$

Dla otrzymania kierunku zmienności δ_M z δ_0 obliczymy pochodną $\frac{d\delta_M}{d\delta_0}$:

$$\frac{d\delta_M}{d\delta_0} = \cos\omega t_M + \frac{\partial\delta_M}{\partial t_M}\times\frac{dt_M}{d\delta_0} = \cos\omega t_M$$

ponieważ $\frac{\partial\delta_M}{\partial t} = 0$.

Gdy $\delta_0 = 0$, minima δ_M zachodzą dla $t_M = 2k\frac{\pi}{\omega} + \frac{\alpha}{\omega}$, gdzie α jest zawarte między 0 i $\frac{\pi}{2}$.

Dla maksimów ten sam wzór jest słuszny przy α zawartym pomiędzy π i $\frac{3\pi}{2}$.

Wtedy:

$$\frac{d\delta_M}{d\delta_0} = \cos\alpha\,,$$

W wypadku minimów $\cos\alpha > 0$, a zatem $\frac{d\delta_M}{d\delta_0} > 0$.

W wypadku maksimów $\cos\alpha < 0$, a zatem $\frac{d\delta_M}{d\delta_0} < 0$.

Jeżeli przyjmiemy dla δ_0 wartości wzrastające, począwszy od 0, a przód bomby będzie poniżej stycznej do toru, minima i maksima będą w wartości bezwzględnej mniejsze; gdyby przyjąć dla δ_0 wartości malejące począwszy od 0, wynik byłby odwrotny.

Posiadamy więc sposób zmniejszenia maksimum amplitudy kąta pochylenia; polega on na umieszczeniu bomby w wyrzutniku w taki sposób, aby jej przód był poniżej stycznej do toru. Jeżeli w chwili rzutu styczna ta jest pozioma, to oczywista, że przód bomby powinien znajdować się poniżej poziomej środka ciężkości [1]).

Zachodzić może pytanie, jaka jest najlepsza (optymalna) wartość dla δ_0; dla $\cos\omega t_M = 0$, $\frac{d\delta_M}{d\delta_0}$ równa się zeru.

W wypadku pierwszego maksimum $\omega t_M - \frac{\pi}{2}$, równania (26) przybierają postać:

$$\left\{\begin{aligned} \delta_M &= -\int_0^{\frac{\pi}{2\omega}} \tau'(x)\sin\omega x\,dx\,, \\ \delta_0 &= -\frac{1}{\omega}\tau'\left(\frac{\pi}{2\omega}\right) + \int_0^{\frac{\pi}{2\omega}} \tau'(x)\cos\omega x\,dx = -\frac{1}{\omega}\int_0^{\frac{\pi}{2\omega}} \tau''(x)\sin\omega x\,dx \end{aligned}\right.$$

Z pierwszego równania otrzymujemy wartość δ_M, a z drugiego wartość δ_0.

Sprawdzamy, że δ_M jest ujemny dla pierwszego maksimum i że δ_0 jest dodatni.

Wartość δ_0 jest zawsze mała; praktycznie równa się ona zeru dla bomb o du-

[1]) Esclangon doszedł w swojej pracy o ruchu pocisków wokół środka ciężkości (Mem. d'Art. Fr. 1927 r. str. 758) do wniosku wręcz przeciwnego, że oś bomby powina być skierowana *ku górze*.

żej stateczności wyrzuconych poziomo, ponieważ bomby te mają małe wartości $\frac{\pi}{2\,\omega}$. Praktycznie $\tau''(x)$ równa się zeru i całka zawierająca $\tau''(x)$ równa się zeru.

Dla bomb mało statecznych można być zmuszonym do nadania δ_0 wartości kilku stopni; należy jednak zauważyć, że wpływ $d\delta_0$ jest mały dla małego δ_0, ponieważ w równości (27) cos α jest mały; w szczególności, jeśli bomba jest wystarczająco stateczna, cos α równa się prawie zeru.

21. *Wypadek* $\Theta_0' \neq 0$, przy $\delta_0 = 0$ i $\tau_0 = 0$. Rozumowanie będzie to samo, co w wypadku poprzednim; δ_M daje się obliczyć przy pomocy dwóch poniższych równań:

$$\left\{\begin{aligned} \delta_M &= \frac{\Theta_0'}{\omega} \sin \omega\, t_M - \int_0^{t_M} \tau'(x) \cos \omega\,(t_M - x)\, dx\,, \\ \frac{d\delta}{dt} &= 0 = \Theta_0' \cos \omega\, t_M - \tau(t_M) + \int_0^{t_M} \tau'(x) \sin \omega\,(t_M - x)\, dx\,, \end{aligned}\right. \tag{28}$$

$$\frac{d\delta_M}{d\Theta_0'} = \frac{1}{\omega} \sin \omega\, t_M + \frac{\partial \delta_M}{\partial t_M} \times \frac{d t_M}{d\Theta_0'} = \frac{1}{\omega} \sin \omega\, t_M$$

ponieważ $\frac{\partial \delta_M}{\partial t_M} = 0$.

Rozumując jak w paragrafie poprzednim, widzimy, że jeśli Θ_0' wzrasta, to amplitudy maksimów i minimów maleją w wartości bezwzględnej. Korzystną jest więc rzeczą nadać wierzchołkowi bomby pchnięcie do dołu w chwili wyrzucenia.

Należy również ustalić wartość optimum Θ'_0. Widzimy również, że wielkość $\frac{1}{\omega} \sin \omega\, t_M$ przybiera dla $\Theta'_0 = 0$ wartości rzędu $\frac{1}{\omega}$, a więc wyraźnie różne od zera, podczas gdy w paragrafie poprzednim stwierdziliśmy, że $\frac{d\delta_M}{d\delta_0}$ przyjmowało dla $\delta_0 = 0$ małe wartości na początku. A więc dla zmniejszenia amplitudy wahań wpływ Θ'_0 musi być większy niż wpływ δ_0; stwierdzamy, że dla wartości optymalnej Θ_0' δ_M jest mniejsze w wartości bezwzględnej niż wartość przyjęta przez δ_M dla δ_0 optimum.

22. *Wypadek, w którym bomba nie jest wyrzucona poziomo, ale* $\delta_0 = 0$. Powrócimy do równania (19), które podaje wpływ $\delta[\tau'(x)]$ na δM_1:

$$d\delta_{M_1} = -\int_0^{t_{M_1}} \delta[\tau'(x)] \cos \omega\,(t_M - x)\, dx\,.$$

Obliczymy $\delta[\tau'(x)]$ stosując wzory próżniowe.

Jeżeli w chwili początkowej $\tau = \tau_0$, to w chwili jakiejkolwiek x:

$$\tau = \text{arc } tg \left[tg\tau_0 + \frac{gx}{V_0 \cos \tau_0} \right]$$

$$\tau' = \frac{1}{1 + \left(tg\tau_0 + \frac{gx}{V_0 \cos \tau_0} \right)^2} \times \frac{g}{V_0 \cos \tau_0}$$

$$\tau'(x) = \frac{g V_0 \cos \tau_0}{V_0^2 + g^2 x^2 + 2 g x V_0 \sin \tau_0} .$$

Przyjmujemy, że kąty te są wyrażone w radianach.

Dla pewnej zmiany τ_0:

$$\delta[\tau'(x)] = \frac{-g \left[\left(1 + \frac{g^2 x^2}{V_0^2}\right) \cos \tau_0 + \frac{2gx}{V_0} \right]}{V_0 \left(1 + \frac{g^2 x^2}{V_0^2} + \frac{2gx}{V_0} \sin \tau_0 \right)} d\tau_0$$

Przyjmiemy, że τ_0 jest małe i że t_{M_1} jest dostatecznie małe, wtedy:

$$\delta[\tau'(x)] = -\frac{g}{V_0} d\tau_0 .$$

$$d\delta_{M_1} = \frac{g}{V_0} d\tau_0 \int_0^{t_M} \cos \omega (t_M - x)\, dx = \frac{g}{V_0 \omega} \sin \omega t_M \, d\tau_0 .$$

Amplituda pierwszego maksimum maleje w wartości bezwzględnej, jeżeli $d\tau_0$ jest dodatnie, to zn. jeżeli samolot lekko się obniża w chwili wyrzucenia bomby.

Stosunek $\frac{d\delta_{M_1}}{d\tau_0}$ jest rzędu $\frac{g}{V_0 \omega}$. Dla bomb dostatecznie ustabilizowanych stosunek ten jest mniejszy od jedności.

23. W poprzednich rozumowaniach nie uwzględnialiśmy wpływu tłumienia wahań, pochodzącego od wyrazu $\mu = \frac{K_y \lambda V_m}{I}$.

Współczynnik tłumienia pochodzi od momentu stale przeciwstawiającego się obrotowi bomby i wpływającemu na zmniejszenie amplitudy wahań.

W wyrazie μ występują trzy wielkości $\frac{K_0}{I}$, λ i V_m.

Tłumienie będzie tym szybsze, im:

a) $\frac{K_y}{I}$ będzie większe, tzn. im bomba będzie stateczniejsza i zostanie wyrzucona z mniejszej wysokości [1]);

---

[1]) Porównaj cytowaną pracę ppłk Felsztyna, gdzie autor dochodzi do wniosków odmiennych (przypis red.).

b) λ będzie większe, tzn. im bomba będzie reagowała z większym momentem na zmiany kierunku, które jej się narzuca;

c) szybkość V_0 będzie większa.

Interesujące jest zbadanie, czym staje się wyraz μ dla bomb podobnych; oznaczając przez a największą średnicę:

K_y jest proporcjonalne do a^3,
I jest proporcjonalne do a^5,
λ jest proporcjonalne do a.

Przy danej Vm_1 μ jest odwrotnie proporcjonalne do a; w największych bombach tłumienie jest mniejsze niż w bombach małych wymiarów.

Dla otrzymania rzędu wielkości tłumienia, zbadamy wypadek bomby takiej, dla której $\frac{K_y}{I} = 5{,}5.10^{-5}$, która to wartość odpowiada bombie o dużym momencie bezwładności; λ jest rzędu metra.

Dla $Vm = 150$ m/sek:

$$\frac{\mu}{2} = \frac{5{,}5}{2} 10^{-5} \times 150 = 4{,}13.10^{-3}.$$ [1]

Po upływie 20 sekund wyraz $e^{-\frac{\mu}{2}t}$ będzie równy 0,915; dla tej bomby tłumienie będzie bardzo małe, mimo tego że wysokość, z której spada bomba, sięga 2.000 metrów,

Gdybyśmy mieli $\frac{K_y}{I} = 70.10^{-5}$, tj. wartość odpowiadającą bombie statecznej przy tych samych wartościach λ i Vm, to po 20 sekundach otrzymalibyśmy:

$$e^{-\frac{\mu}{2}t} = e^{-1{,}05} = 0{,}35.$$

Tłumienie wahań jest względnie powolne, nawet w wypadku bomb statecznych.

24. *Wyrzucenie z lotu nurkowego.* Podane przez nas równania są ogólne; pozwalają one badać tak samo wahania bomb w rzucie z lotu nurkowego. W takim rzucie amplituda wahań jest mała, a to z dwóch przyczyn: przede wszystkim szybkość samolotu jest duża w chwili rzutu bomby, a następnie tor zakreśla krzywiznę dosyć małą. A zatem ω jest większe niż w rzutach poziomych, a τ' przyjmuje tym mniejsze wartości, im τ_0 jest bliższe 90^0; całka (12) przyjmuje więc znacznie mniejsze wartości niż przy rzutach poziomych.

Ponadto wahania mają mniejszy wpływ na dokładność rzutu, ponieważ bomby zostają wyrzucone blisko celu.

---

[1] Dla bomby Stokesa $\frac{\mu}{2}$ = około 0,55; dla bomby fran. 10 kg $\frac{\mu}{2} \sim 1{,}05$

Po upływie 1 sek $e^{-\frac{\mu}{2}t} = 0{,}35$
" " 3 " " $= 0{,}048$
" " 10 " " $= 0{,}000045$,

tłumienie więc jest b. szybkie (przypis red.).

Jeżeli bomba jest stateczna przy rzucie poziomym, to będzie ona miała aż nadto wystarczającą stateczność przy rzucie z lotu nurkowego.

Będzie nawet można rzucać z lotu nurkowego bomby, których stabilizacja byłaby zaledwie wystarczającą dla rzutu poziomego.

25. *Wyrzucanie jakiegokolwiek pocisku brzechwowego.* Opisana teoria ma tutaj zastosowanie. Należy tylko zauważyć, że krzywa $\tau'(t)$ nie koniecznie maleje, co zmienia częściowo własności znalezione dla rzutu poziomego.

26. *Wnioski.* Zbadaliśmy ze stanowiska teoretycznego zagadnienie wahań bomb wyrzucanych z samolotu poziomo; równanie, do którego doszliśmy, jest łatwe do dyskusji i pozwala poznać wpływ szczególnych warunków rzutu na bombę, której cechy mechaniczne są znane i których cechy aerodynamiczne zostały zmierzone w tunelu.

W ten sposób możemy mieć dane o stabilizacji bomby bez wykonania rzutów.

Wykazaliśmy, że zanikanie wahań jest dość powolne [1]. Celowym więc jest wybór takich parametrów. które ustalają amplitudę tych wahań, aby przyjmowały one dosyć małe wartości; w ten sposób zredukujemy — w pewnej proporcji — rozrzut donośności i czasów lotu zaobserwowanych w rzutach bomb o niedostatecznej stabilizacji i tłumieniu.

---

[1]) Dla większych współczynników tłumienia, zanikanie wahań jest szybsze (przyp, red.).

BIBLIOGRAFIA

Działo przeciwparyskie — ppłk dr T. Felsztyn. Biblioteka T.W.T.

Autor bierze za podstawę do rozważań prawie wszelkie dostępne dotychczasowe źródła zagraniczne, chociaż nieraz mylne i wzajemnie sprzeczne i z pomocą fachowej krytyki stara się wyłuskać „największe prawdopodobieństwo techniczne" co do rozwiązania tego zagadnienia, bardzo interesującego ze stanowiska balistyki i konstrukcji. O tej armacie, ostrzeliwującej Paryż w 1918 r. z odległości ponad 120 km w naszej literaturze wojskowej umieszczane były kilkakrotnie mniej lub więcej obszerne wzmianki i opisy, jak np.: w Bellonie VI. 1920 r. w Przeglądzie Artyleryjskim II. 1923 r. i IX. 1927 r. w Wiadomościach Technicznych Uzbrojenia 1935 str. 224 w pracy „Najnowsze zdobycze techniki artyleryjskiej" str. 64, — lecz nie było dotychczas zestawienia systematycznego wszelkich wiadomości o tym dziale wraz z krytyczną ich oceną, — tę lukę wypełnia praca ppłka Felsztyna.

W 10 rozdziałach ilustrowanych kilkudziesięciu rysunkami i fotografiami, autor podaje: historię powstania działa, jego cechy balistyczne, budowę konstrukcyjną działa i fundamentu, konstrukcję amunicji, przygotowania do strzelania, przebieg strzelania (maskowanie i celność), skutki ostrzeliwania Paryża (materialne i moralne) oraz przeciwdziałanie sprzymierzonych. Z całych powyższych rozważań wynikają z jednej strony *wnioski*, że przy dzisiejszej technice artyleryjskiej uzyskane donośności z dział o napędzie prochowym leżą blisko granic praktycznie osiągalnych, z drugiej zaś strony — bardzo dalekonośne strzelanie ma zbyt małe znaczenie taktyczne wobec bardzo dużego wysiłku w nie włożonego; jednakże te wnioski nie wykluczają możliwości stosowania w przyszłych wojnach broni miotającej o bardzo dużej donośności.

Co zaś do owego działa przeciwparyskiego, to, jak stwierdza autor, „realizacja jego przynosi zaszczyt śmiałości umysłów projektodawców, odwadze konstruktorów, wytrwaniu i gorliwości pracy wykonawców". *W. V.*

A W I Z O

Instytut Przeciwgazowy ogłasza konkurs nieograniczony na „Środki do niszczenia trwałych gazów bojowych". Termin zgłaszania prac do dnia 1 października 1939 r.

Informacyj w sprawie konkursu i jego warunków technicznych udziela kierownik Kancelarii Instytutu Przeciwgazowego, Warszawa, ul. Ludna 11.

WARUNKI OGŁASZANIA PRAC W „WIADOMOŚCIACH TECHNICZNYCH UZBROJENIA".

1. Prace do druku należy przysyłać pod adresem: Redakcja „Wiadomości Technicznych Uzbrojenia" Instytut Techniczny Uzbrojenia, al. Niepodległości 241.

2. Prace powinny być pisane na maszynie lub czytelnie ręcznie, na jednej stronie, z pozostawieniem odstępów między wierszami dla umożliwienia poprawek.

3. Prace powinny być starannie wykończone pod względem stylu i pisowni. Zmiany podczas korekty autorskiej mogą być czynione jedynie na koszt autora.

4. Redakcja przyjmuje jedynie prace nigdzie dotychczas nie drukowane.

5. Redakcja zastrzega sobie prawo czynienia wszelkich poprawek stylistycznych, interpunkcji oraz skracania nadesłanych artykułów, nie naruszając jednak zasadniczych myśli autora. W razie poważniejszych poprawek albo odpowiedniego zastrzeżenia ze strony autora, redakcja poprawioną pracę przesyła autorowi do wyrażenia zgody na opublikowanie jej w poprawionej formie.

6. Redakcja zwraca rękopisy i rysunki lub fotografie, jeżeli autor zastrzega to sobie.

7. Honoraria autorskie wynoszą: za wiersz garmondu 30 gr, za wiersz petitu 36 gr, w wyjątkowych wypadkach redakcja podwyższa honorarium (za prace wybitnej wartości).

8. Rysunki i szkice załączone do prac są honorowane jedynie w razie poprawnego ich wykonania, kwalifikującego je do bezpośrednich zdjęć na klisze. Honorarium za nie oblicza się wg zajmowanych przez nie wierszy garmondu. Koszty przepisania na maszynie lub przerysowania odlicza się z honorarium.

Adres Redakcji i Administracji: Warszawa, al. Niepodległości 241, Inst. Tech. Uzbr.

Tel. Redakcji i Administracji: Centrala 8-02-80. wewn. 165.

Warunki prenumeraty: rocznie 6 zł. 80 gr. Nr pojedynczy 1 zł. 70 gr.—
Konto P. K. O. Nr 30254.

Drukarnia J. Jankowski i S-ka. Warszawa, Zielna 20. Tel. 519-77.